

**Н.П. Мазур, Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко,
В.Л. Доброскок, В.А. Залого,
Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов**

ОСНОВЫ ТЕОРИИ
ЛЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ
Учебник

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ, МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ
«ХАРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ»

Н. П. Мазур, Ю. Н. Внуков, А. И. Грабченко, В. Л. Доброскок,
В. А. Залого, Ю. К. Новоселов, Ф. Я. Якубов

ОСНОВЫ ТЕОРИИ РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Учебник

для студентов высших учебных заведений,
обучающихся по направлениям подготовки
«Инженерная механика» и «Машиностроение»

Под общей редакцией Н. П. Мазура, А. И. Грабченко

2-е издание, переработанное и дополненное

Рекомендовано Министерством образования и науки, молодежи и спорта Украины

Харьков 2013

УДК 621.91. (075.8)

ББК 34.63-1я73

О75

Рецензенты: *С.А. Клименко*, д-р техн. наук, проф., зам. директора по научной работе ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, лауреат Государственной премии

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, проф., директор Института промышленных технологий дизайна и менеджмента Одесского национального политехнического университета

Рекомендовано Министерством образования и науки, молодежи и спорта Украины, письмо № 1/11-19156 от 12.12.2012.

У підручнику висвітлено основні процеси, що мають місце при обробці різанням матеріалів: кінематика процесів обробки, геометричні параметри лез інструментів і зрізуваного шару, стружкоутворення, контактні явища на поверхнях інструменту, теплові процеси, зношування інструментів, формування обробленої поверхні заданої якості. Викладено питання оброблюваності матеріалів і способів її поліпшення. Розглянуто особливості надшвидкісної обробки матеріалів і процесів нанорізання.

Підручник призначено для студентів вищих навчальних закладів, що навчаються за напрямками підготовки «Інженерна механіка» і «Машинобудування», а також спеціалістів, магістрів, аспірантів машинобудівних спеціальностей і інженерно-технічних працівників.

М75 Основы теории резания материалов: учебник [для высш. учебн. заведений] / Мазур Н.П., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И. и др. ; под общ. ред. Н.П. Мазура и А.И. Грабченко. – 2-е изд., перераб. и дополн. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2013. – 534 с.

В учебнике освещены основные процессы, которые имеют место при обработке резанием материалов: кинематика процессов обработки, геометрические параметры лезвий инструментов и срезаемого слоя, стружкообразование, контактные явления на поверхностях инструмента, тепловые процессы, изнашивание инструментов, формирование обработанной поверхности заданного качества. Изложены вопросы обрабатываемости материалов и способов ее улучшения. Рассмотрены особенности сверхскоростной обработки материалов и процессов нанорезания.

Учебник предназначен для студентов высших учебных заведений, обучающихся по направлениям подготовки «Инженерная механика» и «Машиностроение», а также специалистов, магистров, аспирантов машиностроительных специальностей и инженерно-технических работников.

Ил. 415. Табл. 52. Библиогр. 361 назв.

УДК 621.91. (075.8)

ББК 34.63-1я73

© Мазур Н.П., Внуков Ю.Н., Грабченко А.И.,
Доброскок В.Л., Залога В.А., Новоселов Ю.К.,
Якубов Ф.Я., 2013.

ВВЕДЕНИЕ

Место и значение обработки резанием среди других методов формообразования

Машиностроение призвано играть ведущую роль в ускорении научно-технического прогресса в народном хозяйстве нашей страны. Характерными чертами его развития является автоматизация технологических процессов, широкое внедрение робототехники, высокая производительность труда. Среди различных технологий, применяемых в машиностроении, обработка резанием является одним из основных методов получения точных деталей машин. Поскольку требования к точности машин и приборов постоянно повышаются, становится несомненной перспективностью развития процессов механической обработки. Их универсальность и гибкость обеспечивают преимущества перед другими способами изготовления деталей, особенно для небольших партий изделий в индивидуальном и серийном производстве.

Анализ показывает, что обработкой резанием достигается наивысшая точность и наилучшее качество обработанной поверхности. Процесс резания является наиболее экономичным. Способы резания имеют то существенное преимущество, что при частой смене объектов производства они обладают высокой маневренностью, а длительность подготовки операций нового производства и их стоимость меньше для обработки резанием, чем при изготовлении деталей методами прецизионного литья или штамповкой. Энергоемкость процесса резания значительно меньше, чем энергоемкость процессов литья и обработки давлением. Процесс резания очень хорошо подвергается автоматизации (первые системы ЧПУ были созданы именно для металлорежущих станков).

Одним из основных недостатков процесса резания является перевод части обрабатываемого материала в стружку – в отходы. Анализ, проведенный в 1957 г. в США [4], показал, что за год было произведено 100 млн тонн стали, из которых более 15 млн тонн было переведено в стружку, что составляет примерно 10%. Поэтому долгое время считалось, что процесс резания в будущем будет заменен другими методами механической обработки, будут созданы так называемые безотходные технологии изготовления деталей (методы точного литья, пластического деформирования, порошковой металлургии и др.). Однако, несмотря на эти прогнозы, удельный вес обработки резанием на машиностроительных предприятиях за многие десятилетия фактически не меняется и составляет 50–70%.

Предполагалось также, что процесс резания будет заменен более современными методами обработки: электрофизическими и электрохимическими. Однако, как оказалось, энергоемкость этих методов значительно выше, чем при обработке резанием (табл. 1 и 2). Это и определило наиболее эффективную область применения перечисленных способов: обработка изделий из материалов, трудно или вовсе не поддающихся резанию, и формированию изделий сложных профилей или отверстий особенно малых диаметров.

Таким образом, несмотря на крупные достижения в разработке технологических процессов получения точных заготовок, приближающихся к форме окончательно обработанного изделия, а также, несмотря на большой прогресс, достигнутый в создании электрофизических и электрохимических методов обработки металлов, есть все основания считать, что и впредь обработка металлов резанием будет занимать большое место в технологии изготовления ма-

шин. Однако ее объем будет сокращаться за счет уменьшения черновых обдирочных операций и возрастет при выполнении чистовых и отделочных операций.

Таблица 1 – Энергетические показатели различных способов обработки резанием (по данным В.Н. Подураева)

Способ обработки	Площадь срезаемого слоя, мм ²	Удельная энергия, 10 ³ Дж/см ³	Скорость резания, м/с	Производительность объемная, см ³ /с
Точение	1,0	0,5...0,7	1,5...7,5	$5 \times 10^{-2} \dots 5 \times 10$
Протягивание	0,5	2,5...3,7	0,01...0,1	$4 \times 10^{-3} \dots 1 \times 10^{-1}$
Фрезерование	0,3	5,0...7,5	2...6	$2 \times 10^{-3} \dots 1,0$
Рассверливание	0,1	12...30	0,15...1,6	$5 \times 10^{-3} \dots 5 \times 10^{-1}$
Шлифование	5×10^{-5}	55...70	25...30	$5 \times 10^{-3} \dots 2 \times 10^{-2}$

Таблица 2 – Энергоемкость различных процессов удаления поверхностного слоя металла с изделия (по данным акад. В.И. Дикушина)

Вид обработки	Мощность, требуемая для удаления 1 кг припуска за 1 мин при обработке стали, кВт
Резание лезвийным инструментом	1...1,5
Резание абразивным инструментом	10
Электроискровая обработка	100
Обработка электронным лучом	1000
Обработка лазерным лучом	5000...10000

Совершенствование существующих и создание новых методов и практических приемов обработки металлов резанием невозможно без использования достижений науки о резании материалов, которая является базой для отрасли технологии машиностроения.

Если не опираться на теоретические основы процесса резания материалов, то невозможно ни спроектировать научно обоснованный технологический процесс, ни дать оценку его эффективности. Производительность и себестоимость технологического процесса определяются временем, которое затрачивается на выполнение отдельных операций, и зависит от установленных режимов резания. Назначение режима резания невозможно без знания основных законов производительного резания, базирующихся на процессах, происходящих в зоне деформации и на контактных поверхностях инструмента.

Качество выпускаемых деталей определяется точностью их геометрических форм, шероховатостью обработанной поверхности, состоянием материала приповерхностного слоя. При определенной жесткости детали погрешности формы зависят от величины и направления сил, действующих в процессе обработки, поэтому их нужно знать и уметь определять.

Погрешности формы детали, вызванные разогревом заготовки и инструмента, можно рассчитать, зная их температуру, для чего необходимо иметь данные о тепловых явлениях, сопутствующих превращению срезаемого слоя в стружку.

Надежность функционирования технологического процесса определяется отказами по точности обработки и потерей режущей способности инструмента. Определение вероятности их проявления возможно на основании изучения физической природы и закономерностей изнашивания и разрушения инструментов и теории их стойкости.

Проектирование металлорежущих инструментов начинается с выбора геометрических параметров их режущей части. Оптимальные величины этих параметров, при которых период стойкости инструмента максимален, определяются физическими процессами, происходящими на контактных поверхностях инструмента.

Для повышения долговечности инструмента большое значение имеет правильный выбор инструментального материала. Этот выбор производят на основании знания закономерностей контактирования пары – материал инструмента и обрабатываемый материал, а также контактных напряжений.

При проектировании металлорежущих станков задают диапазоны изменения подачи, числа оборотов шпинделя и эффективную мощность станка. Выбор этих параметров производят на основе рациональных режимов резания при одноинструментной и многоинструментной обработке. Расчеты на прочность, жесткость и долговечность, виброустойчивость отдельных деталей и узлов станка осуществляют, используя силовые и динамические закономерности процесса резания.

Применение в машиностроении новых труднообрабатываемых конструкционных материалов, повышение уровня автоматизации операций и создание самонастраивающихся систем, повышенные требования к точности и качеству обработки ставят перед наукой о резании материалов ряд новых проблем [1]. Например, резание труднообрабатываемых, пиррофорных и ядовитых материалов показало необходимость иного подхода к назначению режимов резания и конструкции инструмента, чем традиционный. Для обработки конструкционных материалов в космосе требуются новые методы, так как исключительно высокий вакуум разрушает окисные пленки и приводит к свариванию инструментов с заготовкой.

Современное машиностроение значительно отличается от традиционного с его поточной технологией и автоматическими линиями. Гибкие производственные системы работают в постоянно изменяющихся условиях, что, несомненно, накладывает отпечаток на физические закономерности процессов, происходящих в зоне резания. Прогрессивное металлообрабатывающее оборудование позволяет широко использовать комбинации различных видов энергии, например механической и тепловой, механической и химической и т.п. Количество подобных проблем весьма велико.

В этом плане все больше вскрывается огромный потенциал совершенствования процессов обработки резанием применительно к нанометрическому диапазону. Переход в нанобласть позволяет решать технологические задачи на атомно-молекулярном уровне и добиваться таких выходных показателей процесса обработки, которых достичь традиционными методами невозможно. Появились предпосылки для использования идеальных (предельных) систем нанорезания, все составляющие которых являются нанообъектами. Огромного прогресса добились создатели инструментария нанотехнологий, прежде всего зондовых сканирующих микроскопов.

Поэтому изучение теории резания как базовой дисциплины машиностроения позволит будущему специалисту успешно овладеть вопросами проектирования металлорежущих станков, инструментов и технологии механической обработки деталей машин и приборов.

История развития науки о резании материалов

Процесс резания стал широко использоваться на машиностроительных предприятиях со второй половины XVIII века. Соответственно все больше возникало вопросов, связанных с его использованием, что порождало необходимость проведения соответствующих исследований.

Наука о резании материалов – относительно молодая наука. Первые опубликованные труды в этой области относятся к 1848 г. и принадлежат Кокилье, определившему силы сопротивления резанию, возникающие при сверлении стволов пушек из кованого железа. В 1850 и 1864 гг. опыты Кокилье применительно к точению повторяют Кларинваль и Жоссель (Жосселен). Однако исследователи ограничивались только фиксацией полученных результатов, не вдаваясь в сущность явлений, их определяющих.

Развитие науки о резании можно условно разделить на четыре периода [2]. В первый период (1848–1917 гг.) определялось, что нужно изучать в процессе резания и как изучать, создавались первые измерительные приборы (динамометры и др.). Основоположником научного подхода к резанию материалов является русский ученый И.А.Тиме, который в 1868–1869 гг. на Луганском паровозостроительном заводе проводил опыты по строганию различных материалов, описанные им в книге «Сопротивление металлов и дерева резанию» (1870 г.). Предложенная им классификация типов стружек, установленное явление усадки стружки, понятие об угле скалывания, первая формула для определения силы резания при строгании различных по свойствам материалов используются в науке о резании и поныне [3].

Теория И.А.Тиме нашла последующее развитие в работах В.Л.Чебышева, А.П.Афанасьева, А.В.Гадолина, Т.И.Тихонова, Б.Г.Соколова Я.Г.Усачева, А.А.Брикса и, особенно, К.А.Зворыкина, поставившего в Харьковском технологическом институте ряд выдающихся по методике и результатам опытов по изучению сил при резании. В 1914 г. появляются исследования Я.Г.Усачева в области стружкообразования, нароста и тепловых явлений при резании.

Из зарубежных ученых в этот период, прежде всего, следует отметить исследования американского промышленника и экономиста Ф.Тейлора, создателя быстрорежущей стали. В своей работе «Искусство резать металлы» (1896 г.) он впервые рассматривает вопросы износа и стойкости режущего инструмента, предлагает эмпирические формулы степенного типа, связывающие скорость резания с подачей и глубиной резания.

Второй период (1918–1945 гг.) характерен созданием научных школ как в бывшем Советском Союзе, так и за рубежом; организацией на крупных заводах лабораторий резания (ГАЗ, ЗИЛ, Уралмаш, ХТЗ и др.), созданием специальных научно-исследовательских институтов (ВНИИинструмент, ЭНИМС, ЦНИИТМАШ, НИИавтопром и др.), накоплением экспериментального материала при исследовании сил резания, износа инструмента, допустимой скорости резания и др.. В эти годы сначала в Германии (1927 г.), а затем в СССР (1929 г.) был создан принципиально новый инструментальный материал – твердый сплав. Становление отрасли производства этих сплавов в Украине связано с «Укртвердосплавом» позже – Институтом сверхтвердых материалов и его основателем – В.Н.Бакулем.

В этот период были созданы научные школы в МВТУ им. Н.Э.Баумана (И. М. Беспрозванный, Г. И. Грановский), МАИ (В. А. Кривоухов), МАТИ (А. И. Каширин, А. М. Даниелян), Томском политехническом институте (А. М. Розенберг), Горьковском поли-

техническом институте (М. И. Клушин), Киевском политехническом институте (С. С. Рудник), Харьковском политехническом институте (Н. И. Резников, М. Ф. Семко) и в др.

Одним из итогов этих работ в НИИ, заводских лабораториях и вузах была разработка общемашиностроительных нормативов по режимам резания под общим руководством Комиссии по резанию металлов при Народном комиссариате тяжелой промышленности (председатель Е. П. Надеинская).

За рубежом в этот период были созданы научные школы И. Д. Армарего (Австралия), П. Оксли (Англия), М. Мерчанта (США), Х. Опитца, И. Г. Шлезингера (Германия), Н. Такоямы (Япония).

Третий период (1946–1990 гг.) следует считать временем расцвета научных исследований в области обработки материалов резанием. Резко возросло число ученых, работающих в этой области. Укрепились (количественно и качественно) уже созданные научные школы, создавались новые: ЦНИИТМАШ (Н. Н. Зорев), Грузинский политехнический институт (Т. Н. Лоладзе), Киевский политехнический институт (В. А. Остафьев) Куйбышевские авиационный и политехнический институты (Н. И. Резников, А. Н. Резников, Б. А. Кравченко), Тульский политехнический институт (С. С. Петрухин, В. Ф. Бобров), Уфимский авиационный институт (А. Д. Макаров), Рыбинский авиационный институт (С. С. Силин), Харьковский политехнический институт (М. Ф. Семко, В. И. Дрожжин, А. И. Грабченко) [5] и др.

Для изучения различных сторон процесса резания широко применяются высокоскоростная киносъемка, поляризационно-оптический метод, метод радиоактивных изотопов, рентгеноскопия и электроноскопия, сканирование и т. п. Разработана специальная аппаратура, позволяющая производить физические исследования процесса резания. Большой экспериментальный материал, накопленный в результате проведенных исследований, позволил приступить к разработке общей теории процесса резания. Этот период характерен созданием теоретических моделей процесса резания, аналитических методов расчета основных характеристик процесса – сил резания, температур, характеристик разрушения и износа режущих инструментов и др.

На основании этих исследований появилось много научных монографий и учебников, а обобщающим трудом на многие годы стала книга «Развитие науки о резании металлов» (большая группа авторов, председатель редакционной коллегии Н. Н. Зорев).

Четвертый период (1991 г. – по настоящее время) связан со снижением творческой деятельности в связи с разрывом научных связей между бывшими республиками СССР, отсутствием финансирования, распадом многих машиностроительных предприятий и др. Однако и в это время в Украине продолжают работы по исследованию физики процесса резания (Запорожье, Киев, Харьков, Хмельницкий), изучению напряженного состояния в режущем инструменте (Запорожье, Киев, Сумы, Харьков, Хмельницкий), применению экологически чистых смазочно-охлаждающих технологических сред (Симферополь), созданию теоретических моделей износа режущего инструмента (Хмельницкий), изучению и практическому использованию процессов абразивной и алмазной обработки (Донецк, Киев, Севастополь, Харьков, Одесса).

В то же время во всем мире и у нас (Киев, Сумы, Одесса, Харьков, Хмельницкий) распространение получило направление компьютерного моделирования процессов, происходящих при резании материалов: трения, напряженного состояния зоны резания, тепловых процессов и т. п.

Стало возможным:

- 1) создание методов и систем компьютерного расчета оптимальных режимов резания;
- 2) создание методов прогнозирующего моделирования и автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ;
- 3) определение оптимальных конструкций режущих инструментов и условий применения адаптивных систем управления и др.

Прогресс в технологии механической обработки достигается вследствие изобретательности и опыта, логического мышления и настойчивого труда многих тысяч практических работников и ученых, связанных с областями резания материалов. Все они постоянно пытаются найти решение новых проблем, вызванных появлением неизвестных ранее материалов, ограничением скорости обработки или необходимостью обеспечения достижимой точности и многими другими причинами. Однако, какими бы компетентными они ни были, немного найдется специалистов, кто бы не понимал, что возникающие перед ними проблемы лучше решать, обладая более глубокими знаниями о физических процессах, возникающих в зоне резания и на поверхностях инструмента.

Именно то, что происходит в очень небольшом объеме материала, прилегающего к режущей кромке, определяет показатели работы режущего инструмента, обрабатываемость металлов и сплавов, качество обработанной поверхности и поверхностного слоя.

В этой книге сделана попытка обобщить накопленные знания о процессах в зоне резания на основании ранее опубликованных работ, собственных исследований авторов и исследований многих их коллег.

Учебник состоит из введения, 14 разделов и заключения. Авторами разделов являются: д.т.н., проф. Мазур Н.П. (введение, разделы 1, 3, 5, 6, 7, 9, 10, 13), д.т.н., проф. Грабченко А.И. (разделы 3, 6, 7, 12, 14), д.т.н., проф. Внуков Ю.Н. (разделы 1, 2, 4, 6, 7), д.т.н., проф. Доброскок В.Л. (раздел 12), д.т.н., проф. Залого В.А. (разделы 1, 3, 6, 8, 9, заключение), д.т.н., проф. Новоселов Ю.К. (раздел 12), д.т.н., проф. Якубов Ф.Я. (раздел 11).

Авторы выражают благодарность рецензентам и всем, кто способствовал подготовке и опубликованию этого учебника.

Список литературы к введению

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
3. Русские ученые – основоположники науки о резании металлов / под. ред. К.П. Панченко. – М. : Машгиз, 1952. – 480 с.
4. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
5. Жорнік Н.І. Діяльність науково-технічної школи професора М.Ф.Семка у контексті розвитку науки про різання матеріалів в Україні : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.28.01 / Н.І. Жорнік ; Харк. націон. техн. ун-т «ХПІ». – Харків, 2005. – 20 с.

Раздел 1

ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ, ТЕРМИНЫ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕОРИИ РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Понятие **обработка** связано с действием, направленным на изменение свойств предмета труда (заготовки) при выполнении технологического процесса. В зависимости от вида применяемой энергии для воздействия на заготовку обработка может быть механической, термической, химической, электрической и др. Под **механической** понимают обработку заготовки давлением или резанием.

Резание есть процесс управляемого разрушения (отделения) материала припуска и формообразования поверхности детали. Доминирующим фактором при этом является пластическое деформирование в сочетании со сложным комплексом явлений – механических, физических, химических, тепловых и т.д. Предметом данной учебной дисциплины является совокупность взаимосвязанных взаимодействующих процессов стружкообразования, формирования поверхности и свойств приповерхностного слоя, износа режущих инструментов, обеспечения надежности функционирования всей системы резания. Совокупный вклад этих явлений и процессов определяет точность формы и размеров, топографию поверхности, состояние материала приповерхностного слоя, в конечном счете – функциональные, экологические и эстетические свойства изделия.

1.1. Классификация основных способов и видов обработки резанием

Обработка резанием заключается в образовании новых поверхностей путем отделения срезаемого слоя 5 с заготовки 3 (рис. 1.1) режущим лезвием инструмента 1 с режущей кромкой 4 с образованием стружки 2 в целях достижения заданных свойств (формы, размеров, точности, шероховатости, физико-химико-механического состояния) обработанной поверхности 6 и поверхностного слоя. **Лезвие инструмента** – клинообразный элемент режущего инструмента, созданный для проникновения в материал заготовки и отделения стружки. **Стружка** – деформированный и отделенный в результате обработки резанием поверхностный слой материала заготовки, составляющий припуск.

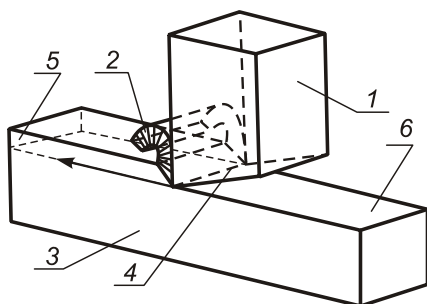


Рисунок 1.1 – Общая схема обработки резанием

Для того чтобы режущий инструмент мог срезать с заготовки припуск, он, заготовка или они вместе совершают движения с определенными направ-

лениями и скоростями. В зависимости от соотношения скоростей движений, которые выполняют инструмент и заготовка, различают методы обработки. Одно из движений, необходимое для реализации процесса превращения срезаемого слоя в стружку, которое осуществляется с наибольшей скоростью, называют **главным движением резания**, – D_r , а другие – движениями подачи D_s (рис. 1.2). **Движение подачи** D_s – прямолинейное или вращательное движение режущего инструмента или заготовки, скорость которого меньше скорости главного движе-

ния резания, предназначенное для того, чтобы распространить отделение слоя материала на всю обрабатываемую поверхность. Движение подачи может быть непрерывным (точение, сверление и др.) или прерывистым. Прерывистое движение подачи может происходить в перерывах циклов резания, например, при строгании (рис. 1.2 б).

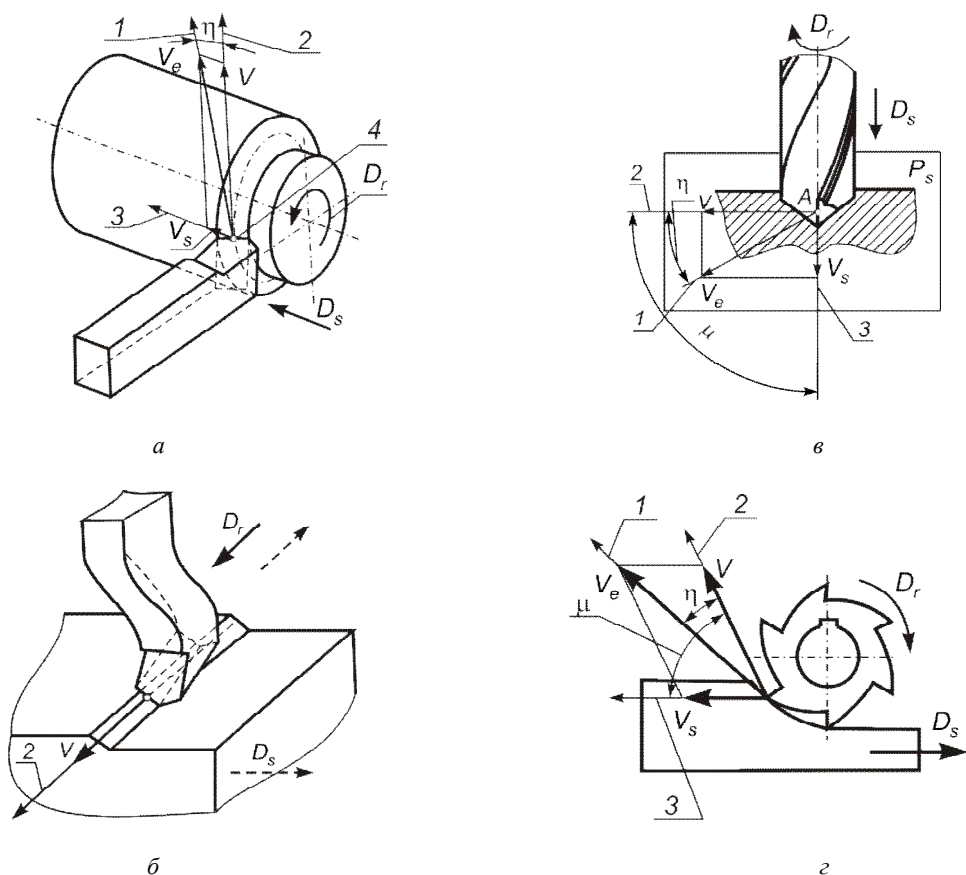


Рисунок 1.2 – Элементы движений в процессе резания: а – при точении; б – при строгании; в – при сверлении; г – при фрезеровании; 1 – направление скорости результирующего движения резания – V_e ; 2 – направление скорости главного движения резания – V ; 3 – направление скорости движения подачи – V_s

Скорость главного движения резания V^1 – скорость рассматриваемой точки режущей кромки или заготовки в главном движении. **Скорость движения подачи V_s** – скорость рассматриваемой точки режущей кромки или заготовки в движении подачи. Как следует из вышеизложенного, характерным признаком главного движения резания является то, что его скорость V во много раз превышает скорость движения подачи V_s .

¹ Несмотря на то, что согласно ДСТУ 2249-93 [7] и ГОСТ 25761-83 [5] обозначения скорости резания – v , в данном учебнике, как практически и во всей технической и справочной литературе, принято обозначение V .

На рис. 1.2 показаны схемы наиболее распространенных видов обработки: *продольного точения* (а), *строгания* (б), *сверления* (в) и *фрезерования* (г). При строгании главным движением резания будет прямолинейное движение (в данном случае) резца, а движением подачи – прямолинейное движение заготовки, осуществляемое после каждого двойного хода инструмента. При продольном точении, сверлении, фрезеровании главным движением резания является вращательное движение заготовки (точение) или инструмента (сверление и фрезерование), а движением подачи, которое происходит одновременно с главным движением резания, – прямолинейное поступательное движение инструмента (при точении и сверлении) или заготовки (при фрезеровании).

Следует особенно отметить, что сущность того или иного вида обработки определяется только соотношением скоростей выполняемых движений и не зависит от того, сообщаются ли движения резания (главное и подачи) инструменту или заготовке [1]. Например, если при строгании главное движение резания сообщается резцу, то это соответствует обработке на поперечно-строгальном станке, а если заготовке – то на продольно-строгальном станке. При работе на сверлильном станке главное движение резания осуществляет инструмент – сверло, а на токарном станке – заготовка. Соответственно движение подачи может выполнять либо инструмент, либо заготовка.

В технической литературе скорость главного движения резания V называют скоростью резания, а вместо понятия скорость движения подачи может употребляться термин подача.

Подача – отношение расстояния, пройденного рассматриваемой точкой режущей кромки или заготовки вдоль траектории этой точки в движении подачи, к соответствующему числу циклов или определенных долей цикла другого движения во время резания. Под циклом *движения* понимают один полный оборот при точении (рис. 1.3 а), ход или двойной ход режущего инструмента или заготовки при строгании или долблении (рис. 1.3 б), а *частью цикла* может быть поворот многозубого инструмента на один угловой шаг δ_ϕ (рис. 1.3 в).

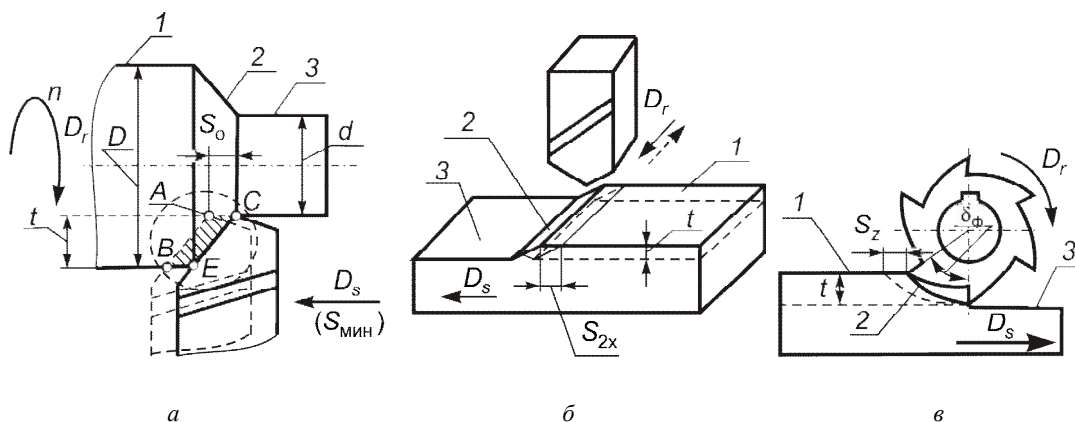


Рисунок 1.3 – Виды подач при резании лезвийным инструментом: а – подача на оборот при точении S_0 (S); б – подача на двойной ход при строгании S_{2x} ; в – подача на зуб при фрезеровании S_z ; 1 – обрабатываемая поверхность; 2 – поверхность резания; 3 – обработанная поверхность

Исходя из этого, различают подачи:

- **подача на оборот** $S (S_o)$, мм/об – подача, соответствующая одному обороту заготовки или инструмента;
- **подача на зуб** S_z , мм/зуб – подача, которая соответствует повороту инструмента на один угловой шаг зубьев δ_Φ (см. рис. 1.3 в), при этом $S = S_z z$, где z – число зубьев режущего инструмента;
- **подача на ход** S_x , мм/ход – подача, которая соответствует одному ходу инструмента или заготовки. Например, при шлифовании подачу в поперечном направлении D_{S_1} (см. пп. 12.2.1) можно осуществлять как на ход, так и на двойной ход другого (продольного) движения подачи D_{S_2} ;
- **подача на двойной ход** S_{2x} , мм/дв.ход – подача, которая соответствует одному двойному ходу заготовки или инструмента; подачу на двойной ход используют при строгании (рис. 1.3 б), долблении, шлифовании и некоторых других видах обработки;
- **минутная подача** $S_{\text{мин}}$, мм/мин – перемещение инструмента или заготовки за одну минуту времени: $S_{\text{мин}} = S n = S_z z n$, где n – число оборотов в минуту заготовки или инструмента (частота вращения).

Движения подачи могут отличаться по направлениям (рис. 1.4).

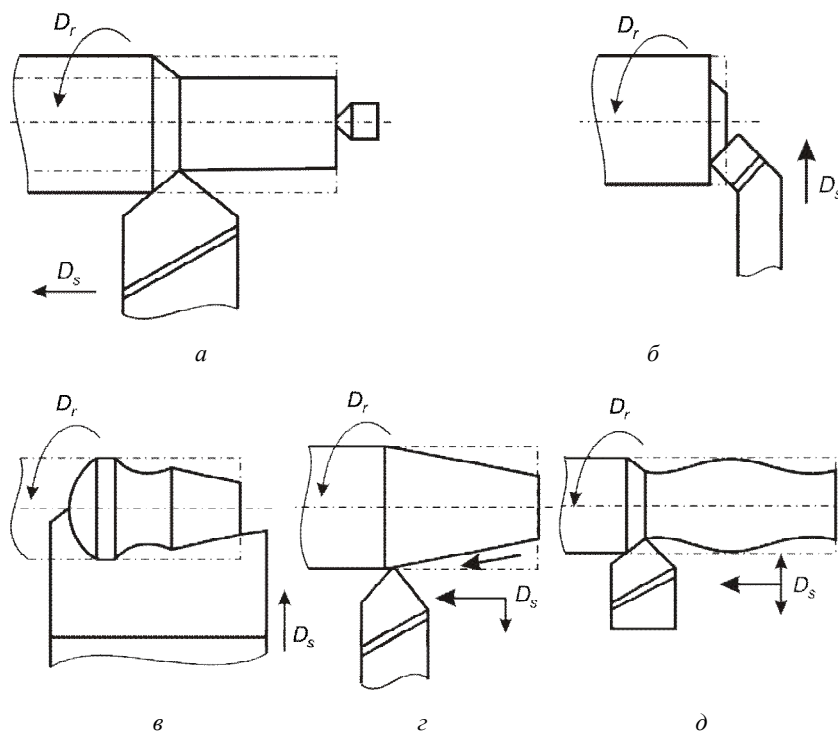


Рисунок 1.4 – Главные движения резания и движения подачи при обработке различных поверхностей деталей точением: а – цилиндрической; б – торцевой; в, г – фасонной; з – конической

Например, при точении перемещение резца параллельно оси заготовки называют **продольной подачей** (рис. 1.4 а), а перпендикулярно к оси – **поперечной** (рис. 1.4 б, в).

При этом образуется, соответственно, деталь цилиндрической или фасонной формы (см. рис. 1.4 а, в) или плоский торец, перпендикулярный к оси вращения (см. рис. 1.4 б). Можно осуществлять одновременное движение подачи в продольном и поперечном направлении. В случае комбинированного движения при точении образуется коническая или фасонная поверхности (рис. 1.4 г, д).

В зависимости от того, выполняются ли главное движение резания и движение подачи одновременно или раздельно, все инструменты делят на две группы: инструменты с **простым и сложным рабочим движением**. Если движение подачи отсутствует в то время, когда происходит главное движение резания, то инструмент выполняет простое рабочее движение (см. рис. 1.3 б). Если же главное движение резания и движение подачи происходят одновременно, то инструмент осуществляет сложное рабочее движение относительно заготовки (см. рис. 1.3 а, в), которое называется **результатирующим движением резания** D_e – суммарным движением режущего инструмента, включающим главное движение резания и движение подачи. **Скорость результирующего движения резания** V_e – скорость рассматриваемой точки режущей кромки в результирующем движении резания.

Большинство режущих инструментов (токарные резцы, сверла, зенкеры, развертки, фрезы, и др.) совершают сложное рабочее движение. Инструментов с простым рабочим движением гораздо меньше. К ним можно отнести строгальные и долбежные резцы, протяжки и некоторые другие инструменты.

Суммирование скоростей V и V_S позволяет определить скорость результирующего движения резания V_e (см. рис. 1.2). Вектор этой скорости \vec{V}_e всегда касательный к траектории результирующего движения D_e данной точки инструмента. При строгании траекторией точки в результирующем движении является прямая линия, а при точении – винтовая линия с осью, совпадающей с осью заготовки.

Однако, так как вектор \vec{V}_S значительно меньше вектора \vec{V} , скорость результирующего движения резания \vec{V}_e по величине как правило мало отличается от скорости главного движения V .

На обрабатываемой заготовке при снятии стружки различают три поверхности: **обрабатываемую**, которая частично или полностью удаляется при обработке; **обработанную**, созданную на заготовке в результате обработки, и **поверхность резания**, образованную режущей кромкой инструмента в результирующем движении резания (рис. 1.5).

Размер срезаемого слоя t , измеренный по нормали к направлению движения подачи D_S (или по нормали к обработанной поверхности 3), называют **глубиной резания** (см. рис. 1.3).

Если формообразование детали рассматривать только с геометрической точки зрения, то действительная форма обработанной поверхности образуется несрезанными участками поверхности резания и зависит от формы последней. Поэтому обработанная поверхность 3 при строгании (рис. 1.6 а) являет собой совокупность гребешков, очерченных двумя плоскостями, а при точении – двумя винтовыми поверхностями (рис. 1.6 б).

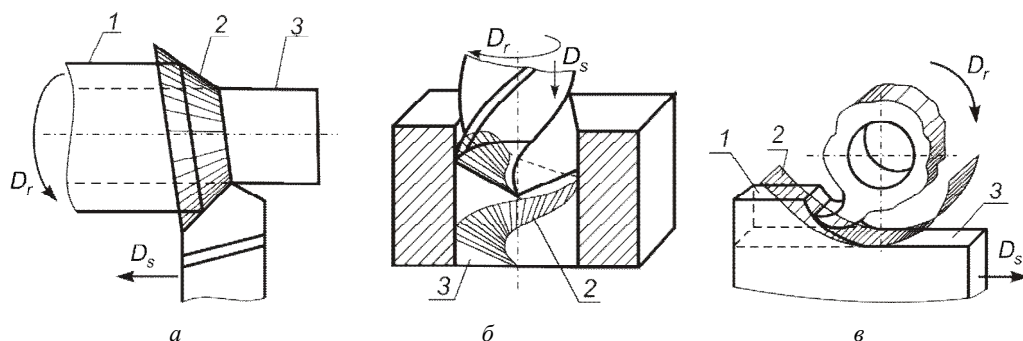


Рисунок 1.5 – Поверхности при точении (а), сверлении (б) и цилиндрическом фрезеровании (в):
1 – обрабатываемая; 2 – резания; 3 – обработанная

В современной промышленности используются режущие инструменты, которые отличаются один от другого эксплуатационным назначением (например, резцы, фрезы), видом оборудования, на котором они применяются (токарное, фрезерное), материалом режущей части, конструктивным исполнением и т.п. Однако в каждом из них можно выделить одно или несколько режущих лезвий (в форме режущего клина), которые созданы для срезания слоя материала (припуска). Форма режущих лезвий, образованная определенными поверхностями, зависит от геометрических параметров режущей части инструмента и непосредственно влияет на условия резания. Как правило, особенности геометрии лезвий любых сложных инструментов изучают на основе формы, понятий и определений самого простого инструмента – токарного резца.

Резец (рис. 1.7) состоит из двух частей: рабочей (I) – режущего лезвия и крепежной части (II), которая служит для фиксирования лезвия, а также для базирования и закрепления резца на станке. Режущее лезвие образуется пересекающимися передней и задними поверхностями.

Передней поверхностью 1 (A_f) называют ту поверхность лезвия инструмента, которая в процессе резания контактирует со срезаемым слоем и стружкой.

Поверхности лезвия инструмента, которые контактируют в процессе резания с поверхностями на заготовке (резания и обработанной), называются задними поверхностями. Передняя и задние поверхности инструмента могут быть вогнутыми, выпуклыми, плоскими или их комбинациями.

Главная задняя поверхность 3 (A_{α}) является поверхностью инструмента, которая контактирует с поверхностью резания. Поверхность лезвия инструмента, которая контактирует с обработанной поверхностью, называется вспомогательной задней поверхностью 5 (A'_{α}).

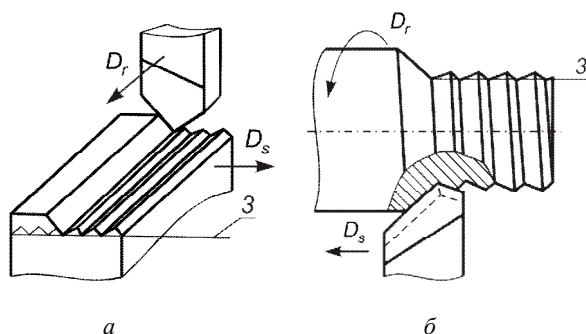


Рисунок 1.6 – Реальная форма обработанной поверхности при строгании (а) и точении (б)

Линия пересечения передней и задних поверхностей называется **режущей кромкой**.

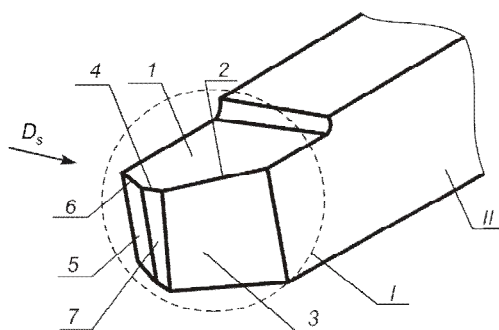


Рисунок 1.7 – Элементы конструкции, поверхности и кромки на рабочей части лезвийных инструментов

Главная режущая кромка K (2) – часть режущей кромки, которая формирует большую сторону BA сечения срезаемого слоя $BADE$ (см. рис. 1.3 а). Вспомогательная режущая кромка K' (6) – часть режущей кромки, которая формирует меньшую сторону AD сечения срезаемого слоя $BADE$. В зависимости от типа инструмента вспомогательных задних поверхностей на нем может быть больше чем одна (например, отрезной резец), или может не быть совсем (например, осевая цилиндрическая фреза).

Участок режущего лезвия в месте пересечения двух задних поверхностей (или главной и вспомогательной режущих кромок) образует вершину лезвия. Для улучшения работы инструмента часто режущую кромку вершины лезвия очерчивают дугой окружности радиуса r_b (радиус при вершине) или прямой линией длиной l_0 (рис. 1.8). В последнем случае образуется переходная режущая кромка 4 (K_n) в месте пересечения передней поверхности с переходной задней поверхностью 7 (A''_a).

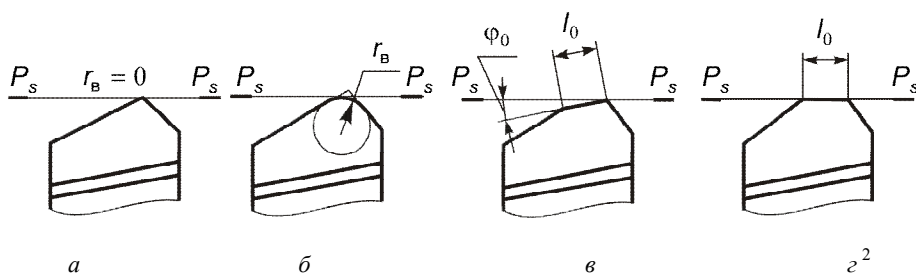


Рисунок 1.8 – Оформление вершины режущих инструментов

У инструментов, где вершина неявно выражена или отсутствует (круглые, безвершинные резцы с длинной прямолинейной режущей кромкой), режущая кромка условно делится на главную и вспомогательную точкой, которой инструмент при его установке на станке непосредственно формирует обработанную поверхность.

Независимо от способа окончательной заточки режущего лезвия оно не может быть сформировано идеально острым. В действительности передняя и задняя поверхности лезвия соединяются с помощью некоторой округляющей поверхности, которая характеризуется радиусом округления режущей кромки ρ (рис. 1.9) в сечении ее нормальной секущей плоскостью. Для инструментов разных типов этот радиус находится в пределах 0,005...0,05 мм.

² Такой резец (см. рис. 1.8 з) в технической литературе известен под названием «резец Колосова».

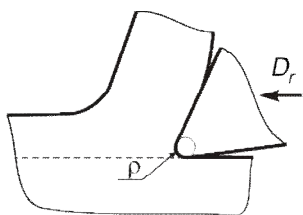


Рисунок 1.9 – Радиус округления режущей кромки

Существующее в наше время разнообразие обработок резанием, конструкций и геометрии инструментов, свойств обрабатываемых материалов, широкие пределы изменения режимов резания обуславливают практически безграничное число возможных комбинаций условий резания. Однако все они могут быть сведены к сравнительно небольшому числу основных типов обработки режущим лезвием. Их классификация, как правило, выполняется по следующим признакам.

1. По количеству режущих кромок, которые принимают участие в резании, – *свободное* и *несвободное*. При свободном резании в работе принимает участие только одна **прямолинейная** режущая кромка – главная (рис. 1.10 а, б). В этом случае все участки режущей кромки находятся практически в одинаковых условиях резания, а направления схода элементов стружки на этих участках практически параллельны.

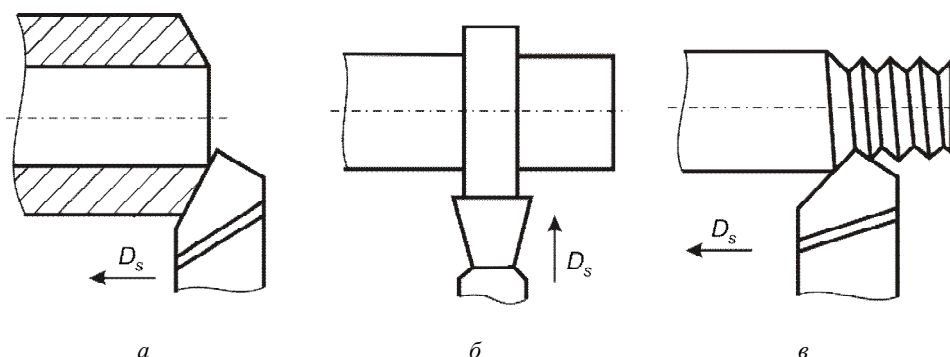


Рисунок 1.10 – Примеры свободного (а, б) и несвободного (в) резания

На практике намного чаще приходится иметь дело с процессом несвободного резания, при котором вспомогательная режущая кромка в зависимости от радиуса при вершине резца r_v , угла ее наклона и подачи S принимает большее или меньшее участие в срезании стружки. Эта кромка выполняет так называемое вторичное резание вдобавок к главному, осуществляемому главной режущей кромкой (рис. 1.10 в).

Процесс образования стружки при несвободном резании происходит намного сложнее, потому что отдельные элементы стружки, срезанные разными кромками, стремятся двигаться по передней поверхности инструмента в пересекающихся направлениях, дополнительно деформируя стружку. Несвободным является резание одной главной, но непрямолинейной (ломаной, криволинейной) кромкой.

2. По ориентации главной режущей кромки относительно вектора скорости главного движения – **прямоугольное (ортогональное)** и **косоугольное**. Если режущая кромка перпендикулярна к направлению скорости главного движения резания, оно является прямоугольным (рис. 1.11 а), а если не перпендикулярна – косоугольным (рис. 1.11 б).

Основные закономерности процесса резания обычно изучают в условиях свободного прямоугольного резания как наиболее простого и не усложненного влиянием дополнительных факторов.

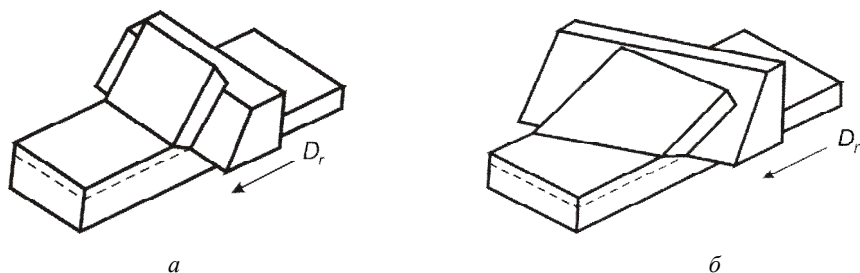


Рисунок 1.11 – Прямоугольное (ортогональное) (а) и косоугольное (б) резание

3. По количеству лезвий, которые одновременно принимают участие в работе, – **одно-** и **многолезвийное**. К первому виду относится точение, строгание, долбление; ко второму – сверление, фрезерование и т.п.

4. По форме сечения срезаемого слоя – с **постоянным** и **переменным сечениями**. К первому виду можно отнести, например, точение и сверление лезвиями с прямолинейными кромками; ко второму – фрезерование. Следует иметь ввиду, что при работе современного автоматизированного оборудования возможно одновременное изменение всех элементов режима резания и сечения срезаемого слоя, в том числе и при точении и сверлении инструментами с прямолинейными кромками.

5. По времени и условиям контакта режущего лезвия с заготовкой – непрерывное, прерывистое и нестационарное резание. Первый вид характеризуется непрерывным контактом рабочих поверхностей лезвия с заготовкой при постоянных условиях резания (см. рис. 1.10). Перерыв наступает только при переходе к обработке следующей поверхности или заготовки. **Прерывистый** процесс резания осуществляется путем периодического повторения цикла: резание – холостой ход (отдых), например, при точении прерывистых поверхностей (рис. 1.12 а), строгании (см. рис. 1.6), фрезеровании (см. рис. 1.3 в) и др.

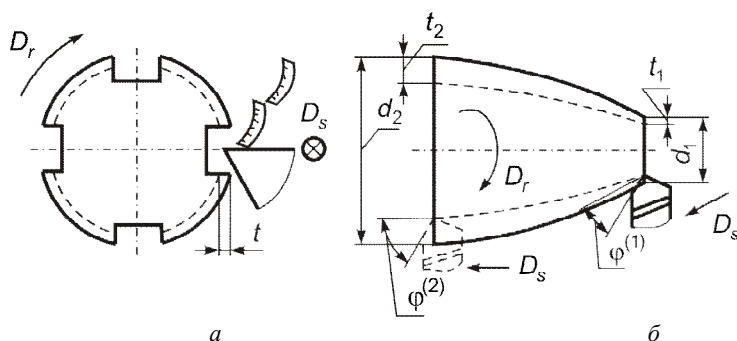


Рисунок 1.12 – Схемы прерывистого (а) и нестационарного (б) резания

При этом процессы, связанные с врезанием и выходом лезвия из контакта с заготовкой, играют существенную роль.

Обработка поверхностей на станках, например, с ЧПУ при непрерывном и одновременном изменении нескольких параметров (диаметра d , глубины t , скорости V и положения режущих кромок относительно направления подачи) называется **нестационарным резанием** (см. рис. 1.12 б).

1.2. Элементы конструкции и геометрические параметры режущей части инструмента (на примере токарного резца)

Любой режущий инструмент нужно рассматривать с двух точек зрения: как некоторое геометрическое тело определенной формы и размеров или как орудие труда, с помощью которого осуществляется определенный вид обработки. В соответствии с этим и геометрические параметры инструмента целесообразно разделять на параметры инструмента как геометрического тела, необходимые при изготовлении инструмента (так называемые инструментальные углы или углы заточки), и параметры инструмента в процессе резания, которые определяют условия протекания процесса (так называемые рабочие углы или кинематические). Придав инструменту в ходе его работы те или иные движения или изменив соотношение скоростей этих движений, можно при неизменных углах заточки получить различные по величине кинематические углы.

При рассмотрении инструмента как геометрического тела базовые плоскости или поверхности, относительно которых определяется в пространстве положение его режущих поверхностей и кромок, должны быть такими, чтобы обеспечить при существующих технологических средствах наибольшую простоту изготовления и контроля инструмента. Из-за того, что разные типы инструментов имеют различные конструктивные формы и технологию изготовления, базовые плоскости или поверхности у них тоже будут разными. Но если инструмент рассматривается в процессе резания, то его режущие поверхности необходимо ориентировать относительно той поверхности, с которой срезается слой материала, то есть относительно поверхности резания или образующих ее траекторий результирующего рабочего движения инструмента.

Для определения положения поверхностей и режущих кромок инструмента в различных условиях используют три прямоугольных системы координат – инструментальную (ИСК), статическую (ССК) и кинематическую (КСК), каждая из которых состоит из следующих координатных плоскостей: P_v – *основная* и P_n – *резания*. Кроме того рассматриваются плоскости: P_S – *рабочая*; P_τ – *главная секущая*, P_H – *нормальная секущая*, P_c – *секущая плоскость в направлении схода стружки*, а также *вспомогательная секущая* [5, 6, 7]. Положение координатных плоскостей относительно инструмента определяется избранной системой координат (рис. 1.13).

Инструментальная система имеет начало в рассматриваемой точке режущей кромки A и ориентирована относительно элементов режущего инструмента, принятых за базу в ходе изготовления или контроля, например, установочная поверхность 1 лезвия призматического резца (рис. 1.13 а), опорная 1 или боковая 2 поверхности стержневого резца (рис. 1.15); **статическая** – относительно скорости главного движения резания V (рис. 1.13 б); **кинематическая** – относительно скорости результирующего движения резания V_e (рис. 1.13 в).

Инструментальная система координат (ИСК) применяется при изготовлении и контроле инструментов. Именно углы, определенные в ИСК, указываются на рабочих чертежах инструментов.

Статическая система координат (ССК) является чаще всего используемой на практике. Применяется для приближенного определения углов лезвия в процессе резания и для учета изменения этих углов при установке инструмента на станке.

Кинематическая система координат (КСК). Применяется для определения действительных (рабочих) углов лезвия, которые имеют место непосредственно в процессе резания. В процессах, где скорости V и V_e мало отличаются одна от другой, например, при точении, сверлении, фрезеровании и т.п., геометрические параметры лезвия в ССК практически не отличаются от кинематических и определяют условия работы инструмента.

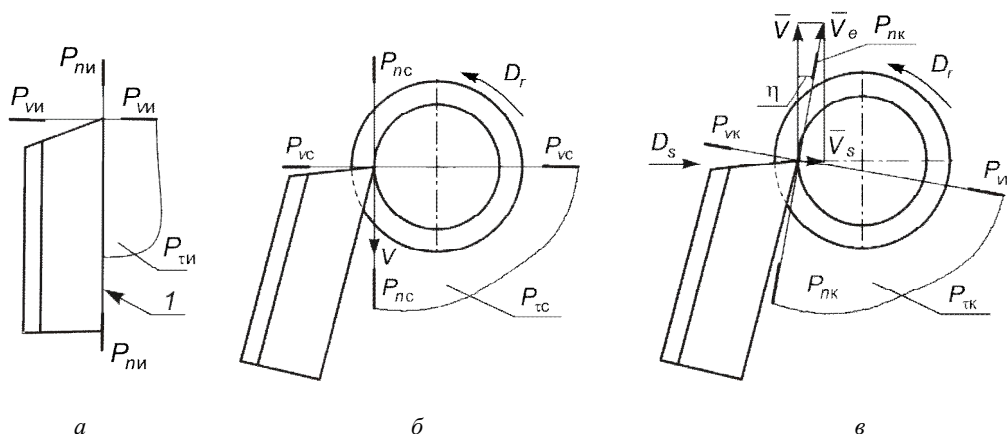


Рисунок 1.13 – Системы координат и координатные плоскости при точении призматическим резцом с поперечной подачей: *а* – инструментальная система координат; *б* – статическая система координат; *в* – кинематическая система координат

Координатные плоскости любой системы координат взаимно перпендикулярны, а центр их пересечения лежит в рассматриваемой точке A на режущей кромке. На рис. 1.14 показано расположение координатных плоскостей для процесса продольного точения (обтачивания). Для всех других видов обработки резанием определение их расположения проводится по нижеуказанным правилам:

- P_v – **основная плоскость (1)** – это координатная плоскость, проведенная через заданную точку A режущей кромки, перпендикулярно направлению скорости главного V (ССК) или результирующего V_e (КСК) движения резания в этой точке;
- P_n – **плоскость резания (2)** – это координатная плоскость, касательная к режущей кромке в точке A и перпендикулярная к основной плоскости;
- P_s – **рабочая плоскость**, в которой размещены векторы скоростей главного движения резания V и движения подачи V_s ;
- P_t – **главная секущая плоскость (3)** – это координатная плоскость, перпендикулярная линии пересечения основной плоскости и плоскости резания в точке A ;
- P_n – **нормальная секущая плоскость** – плоскость, перпендикулярная к режущей кромке в заданной точке режущей кромки (рис. 1.18);

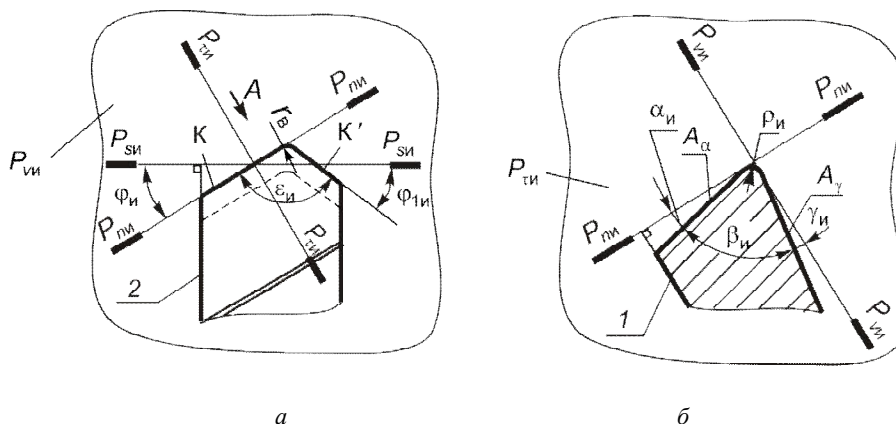


Рисунок 1.15 – Инструментальные геометрические параметры лезвия реза:

a – в основной плоскости – $P_{ви}$; b – в главной секущей плоскости – $P_{ти}$

Углы, измеряемые в основной плоскости (углы в плане) $P_{ви}$:

φ_n – главный угол в плане – между плоскостью резания $P_{ни}$ и рабочей плоскостью $P_{си}$;

$\varphi_{1н}$ – вспомогательный угол в плане – это угол между рабочей плоскостью $P_{си}$ и проекцией вспомогательной режущей кромки K' на основную плоскость $P_{ви}$;

ε_n – угол при вершине резца. Очевидно, что $\varphi_n + \varepsilon_n + \varphi_{1н} = 180^\circ$;

r_v – радиус кривизны переходной режущей кромки вершины инструмента.

Углы, измеряемые в главной секущей плоскости $P_{ти}$:

γ_n – передний угол – между передней поверхностью лезвия A_γ или касательной к ней и основной плоскостью $P_{ви}$;

α_n – главный задний угол – между главной задней поверхностью лезвия A_α или касательной к ней и плоскостью резания $P_{ни}$;

β_n – главный угол заострения – между передней и задней поверхностями лезвия в заданной точке или между касательными к ним. Очевидно, что $\gamma_n + \beta_n + \alpha_n = 90^\circ$;

ρ_n – радиус кривизны режущей кромки – это радиус кривизны режущей кромки в сечении ее нормальной секущей плоскостью.

Передний угол γ_n может быть положительным, отрицательным (рис. 1.16) и равным нулю. Если вершина лезвия в плоскости $P_{ти}$ относительно плоскости $P_{ви}$ занимает наивысшее положение на передней поверхности A_γ , то передний угол γ_n считается положительным (угол γ_n измеряется в пустом пространстве). Если вершина лезвия расположена ниже других точек передней поверхности A_γ , то передний угол γ_n считается отрицательным (угол γ_n измеряется в материале инструмента), $\gamma_n = 0$, если передняя поверхность совпадает с плоскостью $P_{ви}$.

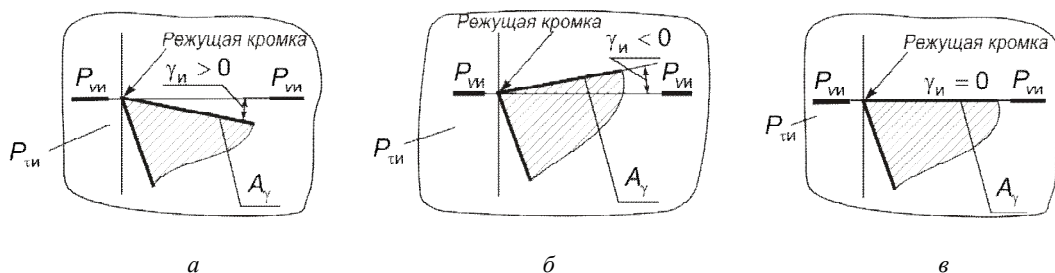


Рисунок 1.16 – Определение знака переднего угла γ_n :

a – положительный γ_n ; $б$ – отрицательный γ_n ; $в$ – γ_n равный нулю

Углы в плоскости резания $P_{ли}$:

λ_n – угол наклона главной режущей кромки – это угол между главной режущей кромкой К или касательной к ней и основной плоскостью $P_{ви}$ (рис. 1.17).

В зависимости от положения режущей кромки различают положительный угол λ_n – когда вершина резца занимает самое низкое положение на главной режущей кромке К (рис. 1.17 в), отрицательный угол λ_n – когда вершина резца занимает наивысшее положение на главной режущей кромке К (рис. 1.17 а), и нулевой, когда режущая кромка параллельна основной плоскости (рис. 1.17 б). Угол λ_n определяет направление схода стружки и условия врезания инструмента в заготовку.

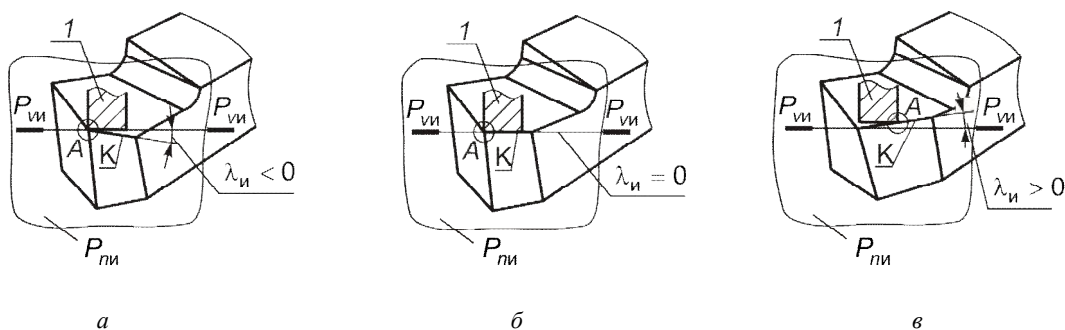


Рисунок 1.17. Определение угла наклона главной режущей кромки λ_n :

I – срезаемый припуск (A – точка первого контакта режущей кромки с обрабатываемым материалом);

K – главная режущая кромка; a – угол λ_n – отрицательный; $б$ – угол λ_n равняется нулю;

$в$ – угол λ_n – положительный

При заточке резцов на некоторых моделях заточных станков необходимо знать величину передних и задних углов в сечениях плоскостями $P-P$ и P_1-P_1 (рис. 1.18).

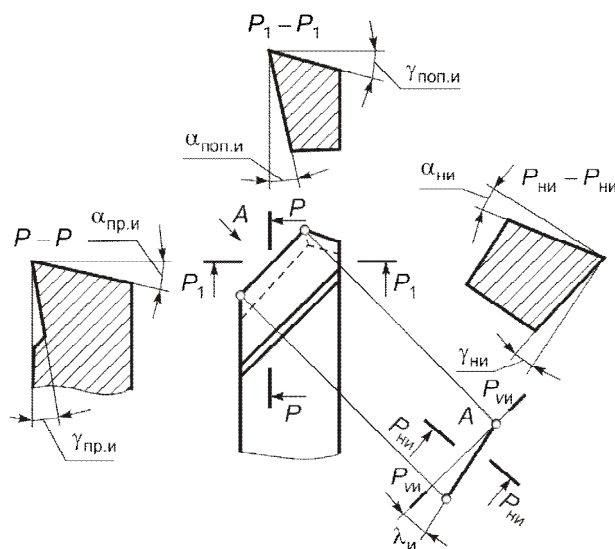


Рисунок 1.18 – Схема для определения продольных и поперечных углов режущей части резца

Плоскость $P-P$ расположена перпендикулярно к основной и параллельно боковой плоскостям. Ее называют продольной секущей плоскостью. Плоскость P_1-P_1 еще называют поперечной секущей плоскостью. Углы резца, расположенные в отмеченных плоскостях, соответственно, называют продольными и поперечными. Определение продольных и поперечных передних $\gamma_{пр.и}$ и $\gamma_{поп.и}$ и задних $\alpha_{пр.и}$ и $\alpha_{поп.и}$ углов аналогично определениям углов $\gamma_{и}$ и $\alpha_{и}$. Формулы для их расчета в зависимости от величины углов $\gamma_{и}$, $\alpha_{и}$, $\phi_{и}$, $\lambda_{и}$ были получены с помощью простых геометрических преобразований и имеют следующий вид.

1. Задние углы:

$$\operatorname{tg} \alpha_{пр.и} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_{и}}{\cos \phi_{и}}; \quad \operatorname{tg} \alpha_{поп.и} = \frac{\operatorname{tg} \alpha_{и}}{\sin \phi_{и}}. \quad (1.1)$$

2. Передние углы (в формулах угол $\lambda_{и}$ подставляется с соответствующим знаком):

$$\operatorname{tg} \gamma_{пр.и} = \operatorname{tg} \gamma_{и} \cos \phi_{и} - \operatorname{tg} \lambda_{и} \sin \phi_{и}; \quad \operatorname{tg} \gamma_{поп.и} = \operatorname{tg} \gamma_{и} \sin \phi_{и} + \operatorname{tg} \lambda_{и} \cos \phi_{и}. \quad (1.2)$$

Полученные уравнения для расчета передних и задних углов в разных секущих плоскостях используются для большинства режущих инструментов, но для фасонных резцов, сверл, зенкеров, разверток, метчиков и плашек необходимо правильно устанавливать положение продольных и поперечных секущих плоскостей, взяв за основу расположение режущих кромок относительно вершины инструмента. Поэтому порой расчет продольных углов необходимо вести по формулам для поперечных и наоборот.

В некоторых случаях необходимо знать величину переднего и заднего углов, расположенных не в главной секущей плоскости $P_{ти}$, а в плоскости $P_{ни}$, перпендикулярной к глав-

ной режущей кромке резца. На рис. 1.18 эти углы обозначены $\gamma_{ни}$, $\alpha_{ни}$, а их величину можно определить следующим образом:

$$\operatorname{tg} \gamma_{ни} = \operatorname{tg} \gamma_{и} \cos \lambda_{и}; \quad \operatorname{tg} \alpha_{ни} = \operatorname{tg} \alpha_{и} / \cos \lambda_{и}. \quad (1.3)$$

1.2.2. Статические углы режущей части резца

В соответствии с определением базой для ориентации статической системы координат является направление вектора скорости главного движения резания. Как правило, режущие инструменты устанавливаются таким образом, чтобы осевая плоскость заготовки, которая проходит через рассматриваемую точку режущей кромки (вершину) лезвия инструмента, была параллельной опорной плоскости I резца (см. рис. 1.15). В этом случае вектор скорости главного движения перпендикулярен и к опорной плоскости, и к основной, а, значит, ИСК и ССК совпадают между собой, как и инструментальные, и статические углы режущей части³.

Иногда преднамеренно или в результате погрешности установки вершина лезвия инструмента устанавливается выше или ниже оси вращения заготовки. Например, при растачивании небольших отверстий, чтобы разместить в отверстии резец больших размеров, его вершину устанавливают выше оси заготовки (рис. 1.19).

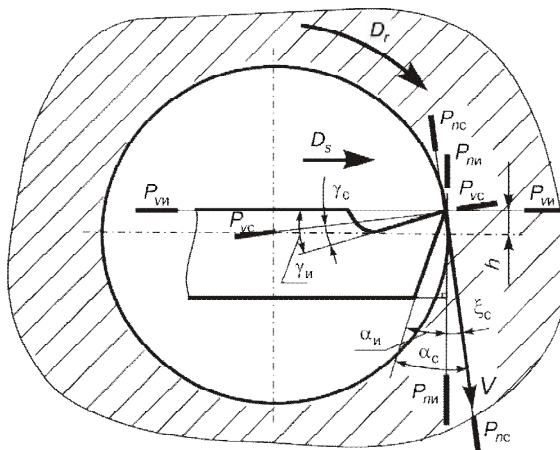


Рисунок 1.19 – Особенности определения статических и инструментальных углов режущей части расточного резца при его установке выше оси заготовки

Для приведенного случая разницу между статическими и инструментальными углами ξ_c , вызванную установкой вершины резца выше оси вращения заготовки, можно рассчитать по формуле:

$$\xi_c = \arcsin \frac{2h}{D}, \quad (1.4)$$

где h – высота установки вершины лезвия над осью заготовки; D – диаметр детали.

³ Указанное утверждение справедливо только для случая обработки стержневыми резцами. Например, при обработке призматическими резцами (см. рис. 1.13) этого равенства не будет никогда, поскольку $\alpha_{и} = 0$, а $\alpha_{с}$ всегда должен быть положительным.

Тогда между статическими и инструментальными углами будет иметь место следующее соотношение (при установке вершины ниже центра необходимо h и ξ_c подставить со знаком минус):

$$\gamma_c = \gamma_{и} - \xi_c, \quad \alpha_c = \alpha_{и} + \xi_c.$$

В некоторых случаях резцы устанавливают боковой плоскостью не перпендикулярно к направлению подачи, а под углом ξ_S , изменяя тем самым положение ИСК по отношению к ССК в основной плоскости (рис. 1.20).

Результатом этого будет отличие между значениями инструментальных и статических углов в плане φ и φ_1 :

$$\varphi_c = \varphi_{и} - \xi_S, \quad \varphi_{1c} = \varphi_{1и} + \xi_S.$$

В современных условиях задача определения статических углов режущей части приобрела особенную актуальность с применением инструментов, оснащенных сменными неперетачиваемыми пластинами (СНП). Как правило, такие пластины представляют собой сформированную режущую часть инструмента и в своем большинстве не имеют инструментального заднего угла. Согласно [4], углы α_c и α_{1c} у них обеспечиваются установкой пластины под соответствующими углами по отношению к осевой плоскости детали. Вследствие этого статические углы режущего инструмента γ_c и λ_c определяются как формой режущего лезвия самой пластины, так и ее установкой относительно заготовки. Для их расчета рационально использовать метод ортогонального проектирования [2, 3, 8].

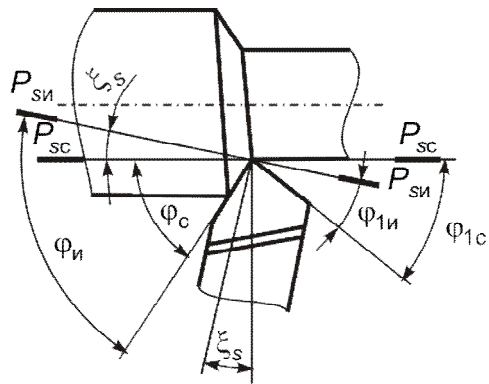


Рисунок 1.20 – Изменение углов φ и φ_1 в зависимости от установки реза относительно направления подачи

Для создания статических задних углов режущая пластинка наклоняется на угол μ_N в плоскости $N-N$, расположенной под углом $\varphi + \psi_N$ к направлению подачи (рис. 1.21). Через произвольную i -ю точку C главной режущей кромки (ГРК) проведем секущую плоскость $A-A$, параллельную $N-N$. На проекции $A-A$ положение главной задней поверхности зададим ее прямолинейной образующей (вектор \vec{T}), перпендикулярной к ГРК, и самой ГРК.

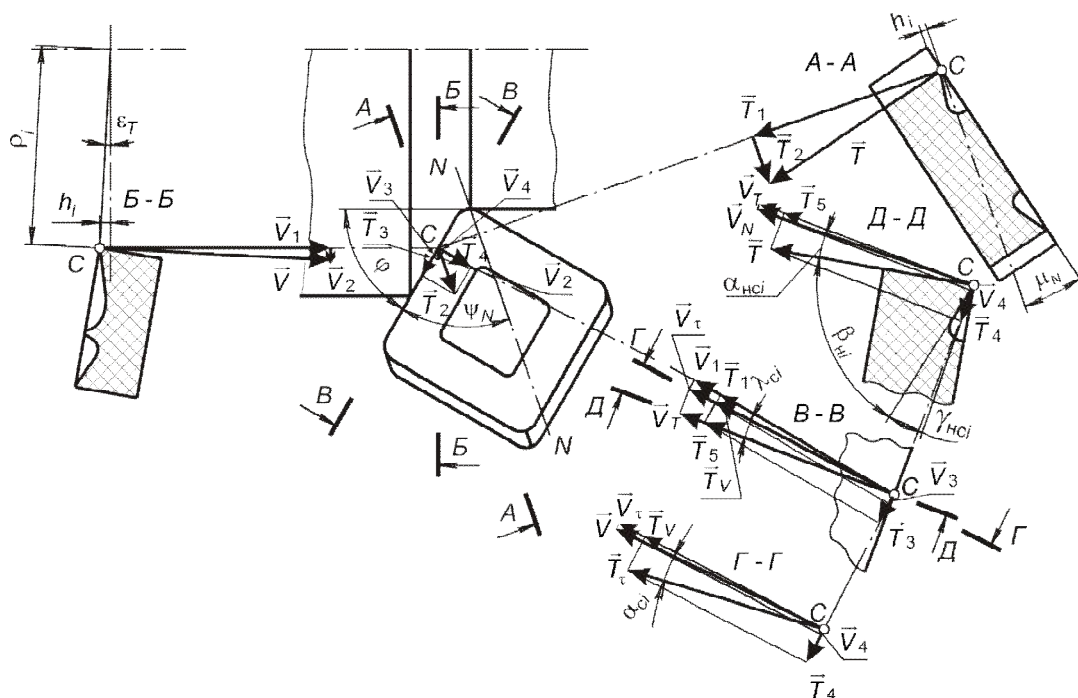
Из-за наклона пластины точка C поднимется над осевой плоскостью на высоту h_i :

$$h_i = l_i \cos \psi_N \sin \mu_N,$$

где l_i – расстояние от вершины инструмента до точки C вдоль режущей кромки.

$$\sin \varepsilon_T = \frac{h_i}{\rho_i},$$

Разложим векторы \vec{T} и \vec{V} на горизонтальные и вертикальные составляющие. Их величины: на проекции $A-A - T_1 = T \cos \mu_N$, $T_2 = T \sin \mu_N$; на проекции $B-B - V_1 = V \cos \varepsilon_T$, $V_2 = V \sin \varepsilon_T$.



Спроектируем составляющие \vec{T}_1 , \vec{T}_2 , \vec{V}_1 , \vec{V}_2 и ГРК (К) на основную плоскость. Векторы \vec{T}_1 и \vec{V}_1 проектируются в точки, а \vec{T}_2 и \vec{V}_2 – в натуральную величину. Разложим их на направления, параллельные и перпендикулярные к проекции ГРК. Получим:

$$V_3 = V_2 \sin \varphi_i = V \sin \varepsilon_T \sin \varphi_i; \quad V_4 = V_2 \cos \varphi_i = V \sin \varepsilon_T \cos \varphi_i,$$

где φ_i – угол между направлением подачи и касательной к проекции режущей кромки в точке C , а угол ψ_i определяется по формуле:

$$\psi_i = \varphi + \psi_N - \varphi_i.$$

Спроектируем все полученные векторы на вертикальную плоскость $B-B$, касательную к режущей кромке в точке C . Составляющие \vec{T}_4 и \vec{V}_4 трансформируются в точки, а векторы $\vec{T}_1, \vec{V}_1, \vec{T}_3, \vec{V}_3$ – будут представлены в натуральную величину. Суммы векторов $\vec{V}_\tau = \vec{V}_1 + \vec{V}_3$ и $\vec{T}_5 = \vec{T}_1 + \vec{T}_3$ будут соответственно проекциями вектора скорости резания и направляющего перпендикуляра к ГРК на плоскость, касательную к ГРК. По определению, угол между ними является углом наклона главной режущей кромки λ_{ci} . Из проекции $B-B$ получаем:

$$\lambda_{ci} = \lambda_T - \lambda_v \pm \Delta\lambda,$$

где $\operatorname{tg} \lambda_T = \frac{T_3}{T_1} = \operatorname{tg} \mu_N \cos \psi_i$; $\operatorname{tg} \lambda_v = \frac{V_3}{V_1} = \operatorname{tg} \varepsilon_T \cos \varphi_i$; $\Delta\lambda$ – дополнительный угол наклона

ГРК по отношению к опорной поверхности пластины, который может задаваться конструкцией специальных режущих пластинок.

В соответствии с рекомендациями метода ортогонального проектирования [8] для определения статического заднего угла спроектируем все составляющие векторы на плоскость $\Gamma-\Gamma$, которая проходит через \vec{V}_τ , перпендикулярно $B-B$. После сложения составляющих, которые проектируются в натуральную величину, получим вектор скорости резания \vec{V} и касательный к главной задней поверхности вектор \vec{T}_τ , угол между которыми и будет статическим углом α_{ci} :

$$\alpha_{ci} = \alpha_T - \alpha_v,$$

где $\operatorname{tg} \alpha_T = \frac{T_4}{T_v} = \operatorname{tg} \mu_N \sin \psi_i \frac{\cos \lambda_T}{\cos \lambda_{ci}}$, $\operatorname{tg} \alpha_v = \frac{V_4}{V_\tau} = \operatorname{tg} \varepsilon_T \cos \varphi_i \cos \lambda_v$.

Для расчета статического нормального переднего угла сначала определим α_{nci} – задний угол в плоскости, перпендикулярной к ГРК. Для этого спроектируем все составляющие векторы проекции $B-B$ на плоскость $D-D$, которая проходит через \vec{T}_5 , перпендикулярно к ГРК:

$$V_T = V_\tau \cos \lambda_{ci} = \frac{V \cos \varepsilon_T \cos \lambda_{ci}}{\cos \lambda_v};$$

$$\alpha_{nci} = \alpha_{TN} - \alpha_{vN}, \quad (1.5)$$

где $\operatorname{tg} \alpha_{vN} = \frac{V_4}{V_T} = \operatorname{tg} \varepsilon_T \cos \varphi_i \frac{\cos \lambda_v}{\cos \lambda_{ci}}$, $\operatorname{tg} \alpha_{TN} = \frac{T_4}{T_5} = \operatorname{tg} \mu_N \sin \psi_i \cos \lambda_T$.

Тогда статический нормальный передний угол

$$\gamma_{nci} = \frac{\pi}{2} - \alpha_{nci} - \beta_{ni}, \quad (1.6)$$

где β_{ni} – нормальный угол заострения СНП в каждой точке режущей кромки, который задается конструктивно при ее изготовлении.

Имея величину γ_{nci} , можно рассчитать его значение с учетом угла наклона ГРК λ_{ci} :

$$\operatorname{tg} \gamma_{ci} = \operatorname{tg} \gamma_{nci} / \cos \lambda_{ci} \quad (1.7)$$

и окончательно в направлении схода стружки

$$\operatorname{tg} \gamma_{стр.ci} = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{nci}}{\cos \lambda_{ci}} \cos \eta_0, \quad (1.8)$$

где угол η_0 рассчитывается по методике, представленной в [13] или [14].

Некоторое упрощение формул можно получить, если пренебречь величиной угла ε_T , что возможно при обработке заготовок большого диаметра. Тогда:

$$\operatorname{tg} \lambda_{ci} = \operatorname{tg} \mu_N \cos \psi_i; \quad (1.9)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{ci} = \operatorname{tg} \mu_N \sin \psi_i; \quad (1.10)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{nci} = \operatorname{tg} \mu_N \sin \psi_i \cos \lambda_{ci}. \quad (1.11)$$

Анализ показывает, что максимальная погрешность от такого упрощения при диаметре заготовки больше 50 мм не превышает 1...4%, что вполне допустимо для инженерных расчетов.

1.2.3. Кинематические (рабочие) углы режущей части инструмента

В процессе резания, когда реализуются все движения инструмента и заготовки, кинематические (рабочие) углы режущей части инструмента определяются с помощью КСК, ориентированной относительно направления вектора скорости результирующего движения инструмента V_e . Рассмотрим особенности определения кинематических углов режущей части на примере работы отрезного резца.

В процессе отрезания (рис. 1.22) необходимо учитывать главное движение резания D_r и движение подачи D_s . В этом случае основная плоскость $P_{\text{вк}}$ располагается перпендикулярно вектору результирующей скорости V_e , то есть поворачивается на угол скорости резания η . Поэтому кинематический передний угол $\gamma_{\text{к}}$ будет большим, а кинематический задний

угол α_k меньшим соответствующих статических углов γ_c и α_c (или в данном случае равных им углов заточки) на угол η :

$$\gamma_k = \gamma_c + \eta; \quad \alpha_k = \alpha_c - \eta.$$

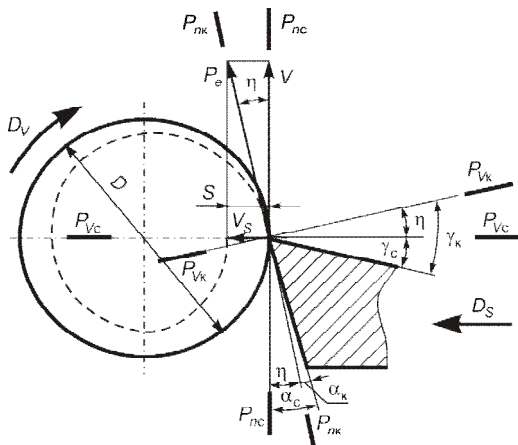


Рисунок 1.22 – Схема определения кинематических углов режущей части отрезного резца: γ_k , α_k – кинематические передний и задний углы инструмента; γ_c , и α_c – соответственно, передний и задний статические углы

При этом обязательным условием для реализации процесса резания будет $\alpha_k > 0$.

Угол скорости резания η можно определить из соотношения:

$$\eta = \arctg \frac{S}{\pi D}, \quad (1.12)$$

где S – подача на один оборот заготовки, мм; D – диаметр заготовки, мм.

Как правило, при обычно используемых скоростях главного движения и подачах величина угла η не превышает $1 \dots 1,5^\circ$. Поэтому считают, что для традиционных способов обработки статические и кинематические углы режущей части являются практически одинаковыми.

При точении фасонной поверхности копировальным резцом (рис. 1.23) происходит изменение направления движения подачи D_s , а, значит, и положение плоскости P_{sk} . В результате такого движения, кинематические углы в плане φ_k , φ_{1k} в каждой рассматриваемой точке соответствующей режущей кромки будут переменными. Причем, по сравнению с позицией 1 в позиции 2 угол φ_k уменьшается, а φ_{1k} увеличивается; в позиции 3 угол φ_k увеличивается, а φ_{1k} уменьшается.

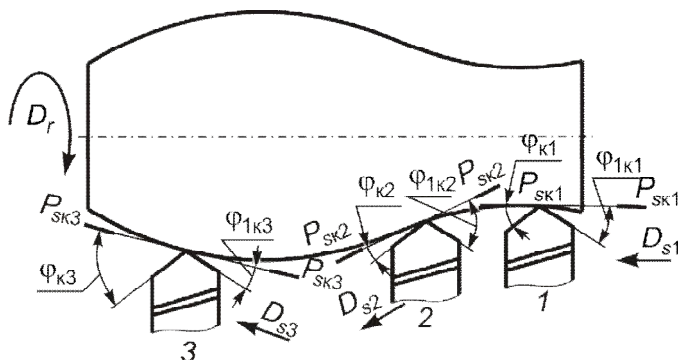


Рисунок 1.23 – Пример изменения кинематических углов в плане при точении фасонной поверхности

Основным условием при такой обработке является недопущение нулевого значения углов φ_k или φ_{1k} поскольку это приведет к подрезанию профиля детали.

Из приведенных объяснений видно, что именно кинематические углы режущей части определяют условия работы режущего лезвия инструмента. Поэтому в справочной литературе приводятся рекомендованные значения именно этих углов⁴, а в каждом конкретном случае путем пересчета устанавливается соответствие между кинематическими (статическими) и инструментальными углами, которые потом указываются на рабочем чертеже инструмента.

1.2.4. Особенности выбора геометрических параметров режущего лезвия токарных резцов (статических)

Плоская передняя поверхность резца, изображенная на рис. 1.15, во многих случаях резания не является оптимальной. Если режущая часть инструмента изготовлена из быстрорежущей стали или твердого сплава, то в зависимости от вида обрабатываемого материала и условий работы рекомендуют три формы передней поверхности (рис. 1.24): криволинейная с фаской; плоская с фаской; плоская с положительным или отрицательным передним углом.

Для каждой из указанных форм передней поверхности существуют рекомендованные области их эффективного применения.

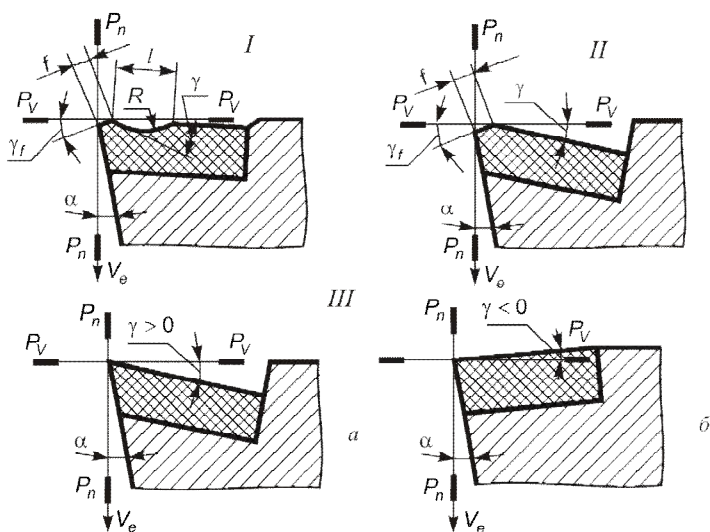


Рисунок 1.24 – Основные формы передней поверхности: I – криволинейная с фаской; II – плоская с фаской; III – плоская: а – с положительным углом γ ; б – с отрицательным углом γ

Форма I – предназначенная для резцов, которые обрабатывают пластичные материалы с $R_m \leq 800$ МПа при полустистовом режиме резания ($S < 0,3$ мм/об). Канавка радиусом R

⁴ Для упрощения в научной или справочной литературе, а также в последующих разделах этого учебника в обозначениях углов индекс «к» или «с» опускается, имея в виду, что речь идет именно о кинематических углах или статических, которые мало отличаются от кинематических.

выполняет роль стружкозавивающего элемента резца. Ее размеры $l = 2 \dots 2,5$ мм, $R \approx 2l$. Для укрепления вершины режущего лезвия создается отрицательная фаска шириной $f = 0,2 \dots 0,5$ мм с углом наклона $\gamma_f = -3 \dots -5^\circ$.

Форма II – применяется в тех же случаях, что и форма I, а также для резцов, которые обрабатывают хрупкие материалы, но при прерывистом резании, а также при обработке заготовок, которые имеют литейную корку.

Форма III а – предназначена для обработки хрупких материалов, а также для пластичных с $R_m \leq 800$ МПа при чистовом режиме резания с малыми глубинами резания и подачами.

Форма III б – предназначена для обработки пластичных материалов с $R_m > 800$ МПа твердыми сплавами, в том числе и при прерывистом резании.

Установлено, что основным фактором, который влияет на величину рекомендованного переднего угла, является прочность или твердость обрабатываемого материала. Чем он прочнее или тверже, тем меньшим должен быть передний угол. Как правило, рекомендованные оптимальные значения углов выбираются из справочной литературы или рассчитываются по приближенным экспериментальным формулам [9].

Для современного режущего инструмента из твердых сплавов и режущей керамики, получаемых методами прессования порошковых материалов в виде сменных неперетачиваемых пластин, формы передней поверхности могут быть значительно сложнее (рис. 1.25). Такие формы позволяют обеспечивать в процессе резания хорошее стружкозавивание и стружколомение в широком диапазоне подач (что является очень важным при работе на станках с ЧПУ), а также улучшение подачи смазочно-охлаждающих сред в зону резания.



Рисунок 1.25 – Формы передней поверхности современных режущих пластин из твердых сплавов

Величина заднего угла α мало зависит от механических свойств материала обрабатываемой заготовки и определяется величиной подачи S или максимальной толщиной срезаемого слоя a_{\max} . Обычно задний угол назначают в пределах $\alpha = 3 \dots 12^\circ$. Так, для резцов проходных $\alpha_{\text{опт}} = 6 \dots 8^\circ$, отрезных – $\alpha_{\text{опт}} = 10 \dots 12^\circ$. Для дисковых отрезных фрез, которые работают с толщиной слоя $a_{\max} \leq 0,03$ мм, $\alpha_{\text{опт}} \approx 30^\circ$. Более точные значения приводятся в справочной литературе или рассчитываются по формулам [9].

Величина главного (φ) и вспомогательного (φ_1) углов в плане зависит от назначения резца и жесткости технологической системы резания. Обычно $\varphi = 30 \dots 90^\circ$, а $\varphi_1 = 5 \dots 30^\circ$.

Влияние угла λ на процесс резания. При $\lambda \neq 0$ меняется положение передней поверхности относительно направления скорости резания и направления схода стружки (рис. 1.26). Когда $\lambda = 0$, стружка сходит перпендикулярно режущей кромке. Если же $\lambda \neq 0$, то стружка кроме указанного движения V_c получает движение вдоль режущей кромки V_{c1} от высших ее точек к более низким: к вершине (при $\lambda > 0$) или от вершины (при $\lambda < 0$), при этом дополнительно деформируясь. Поэтому при $\lambda > 0$ (вершина инструмента – самая низкая точка режущей кромки) стружка отклоняется в сторону обработанной поверхности (задней бабки токарного станка). Она меньше поддается запутыванию и поэтому считается более безопасной. Следовательно, инструмент с $\lambda > 0$ рекомендуется при черновой обработке, когда стружка толстая и хуже ломается.

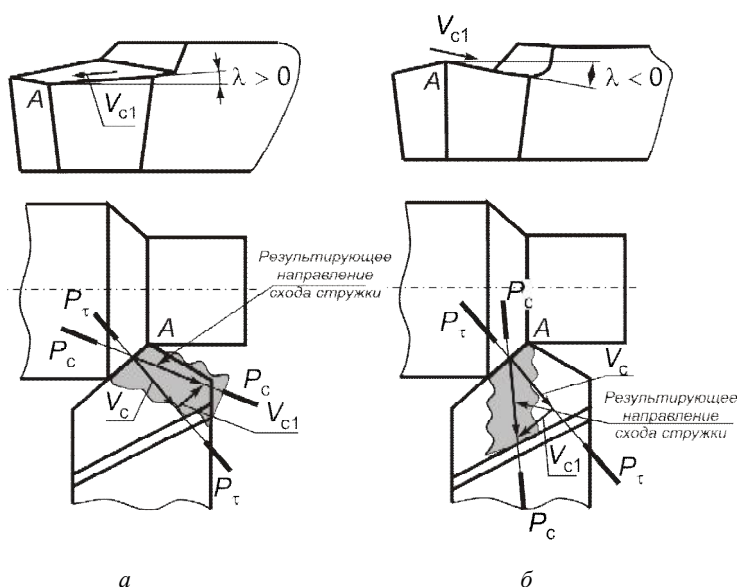


Рисунок 1.26 – Влияние угла наклона главной режущей кромки на направление схода стружки

При $\lambda < 0$ стружка отклоняется от обработанной поверхности, не повреждает ее и поэтому является более желательной при чистовой обработке.

Угол наклона главной режущей кромки λ определяет место расположения точки A на режущей кромке, где происходит первый контакт (удар) со срезаемым слоем (припуском) (см. рис. 1.17). При $\lambda < 0$ этой точкой является наиболее слабая вершина инструмента, что может привести к ее разрушению. Поэтому у резцов с пластинами из твердого сплава угол λ всегда положительный ($\lambda = 0 \dots 5^\circ$). При прерывистом резании, независимо от вида инструментального материала, резцы имеют положительный угол наклона главной режущей кромки, величина которого лежит в пределах $\lambda = 10 \dots 30^\circ$.

При непрерывном резании резцами из быстрорежущей стали при черновой обработке рекомендуется $\lambda = 0 \dots 4^\circ$, а при чистовой обработке $\lambda = 0 \dots -4^\circ$.

Переходная режущая кромка – соединяет главную и вспомогательную режущие кромки и выполняется в виде дуги или прямой линии (см. рис. 1.8). Она позволяет значительно улучшить условия работы инструмента в области его вершины.

Величину радиуса при вершине резцов из быстрорежущей стали назначают $r_b = 1 \dots 5$ мм, а из твердых сплавов $r_b = 0,5 \dots 3$ мм. Для *I* и *II* форм передней поверхности (см. рис. 1.24) радиус при вершине рассчитывают по формуле:

$$r_b = f / 2 \sin^2 \left(\frac{\varphi + \varphi_1}{2} \right), \quad (1.13)$$

где f – ширина отрицательной фаски на передней поверхности.

Длина переходного лезвия l_0 назначается в пределах $l_0 = 0,3 \dots 2$ мм, а переходный угол в плане для проходных, расточных и подрезных резцов $\varphi_0 = 15 \dots 20^\circ$, для отрезных резцов – $\varphi_0 = 45^\circ$.

1.3. Элементы режима резания и параметры сечения срезаемого слоя при точении

Как уже указывалось ранее, принципиальная кинематическая схема при продольном точении состоит из двух движений (см. рис. 1.3 *а*):

- **главного движения резания** D_r – равномерного вращательного движения заготовки с числом оборотов в минуту (частотой вращения) – n , об/мин;
- **движения подачи** D_s – поступательного движения резца вдоль или перпендикулярно оси заготовки со скоростью V_s , которая является фактически минутной подачей резца – $S_{\text{мин}}$, мм/мин.

Скорость резания численно равняется круговой скорости вращения точки заготовки, расположенной на поверхности резания максимального диаметра D , мм, и определяется по формуле:

$$V = \frac{\pi D n}{1000}. \quad (1.14)$$

При точении чаще используется подача на один оборот заготовки, поскольку именно она определяет качество обработанной поверхности и размеры срезаемого слоя:

$$S = \frac{S_{\text{мин}}}{n}. \quad (1.15)$$

Направление подачи определяется формой обработанной поверхности (см. рис. 1.4), в зависимости от чего точение называется продольным (см. рис. 1.4 а), поперечным (см. рис. 1.4 б) или копировальным (фасонным) (см. рис. 1.4 в, д).

В результате реализации движений резания и подачи с обрабатываемой поверхности заготовки отделяется слой материала глубиной t .

При продольном точении (см. рис. 1.3 а) глубину резания определяют по формуле:

$$t = \frac{D-d}{2} . \quad (1.16)$$

Комбинация скорости резания, подачи и глубины резания называется режимом резания. Определение их оптимальных значений и является целью работы инженера-технолога.

Пусть заготовка на рис. 1.3 а сделает один оборот. За это время резец переместится вдоль ее оси на расстояние S и поверхность резания 2 переместится в положение, показанное пунктиром. Слой материала, расположенный между этими положениями, будет срезан и превратится в стружку. Рассечем этот слой плоскостью, которая проходит через ось вращения заготовки. В сечении получим параллелограмм с основанием S (S_0), высотой t и сторонами, наклоненными к направлению движения подачи под углом φ . Полученный параллелограмм называют сечением срезаемого слоя, а его размеры t и S – **технологическими параметрами сечения срезаемого слоя**.

Однако условия нагружения режущего лезвия при любом методе обработки более точно характеризуются **физическими параметрами сечения срезаемого слоя**: толщиной a и шириной b (рис. 1.27). Кроме них еще используется параметр – длина активной части режущей кромки – l . Физические и технологические параметры срезаемого слоя связаны между собой следующими соотношениями:

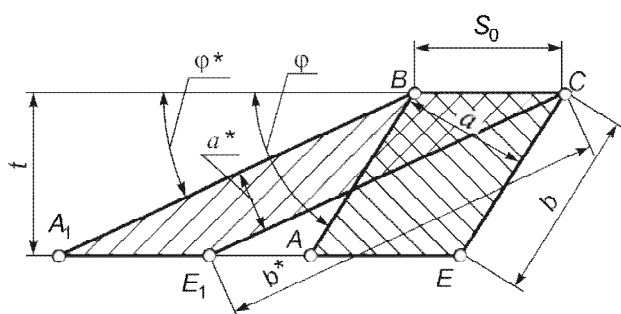


Рисунок 1.27 – Характеристики сечения срезаемого слоя при продольном точении

$$a = S \sin \varphi ; \quad (1.17)$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi} . \quad (1.18)$$

Как видно из приведенных формул, при тех же технологических размерах S и t физические параметры срезаемого слоя a и b зависят от главного угла в плане φ . При его увеличении отношение b/a уменьшается и срезаемый слой становится толще и уже, не смотря на то, что площадь его сечения $f = a \times b = S \times t$ остается такой же. Таким образом, физические параметры дают лучшее представление о форме сечения срезаемого слоя, чем технологические. Кроме этого, при некоторых методах обработки глубина резания как технологический размер срезаемого слоя может не существовать. Понятия же толщины и ширины срезаемого слоя имеют место всегда.

При угле наклона главной режущей кромки, равном нулю, ее активная длина l равняется ширине срезаемого слоя b . При углах $\lambda \neq 0$, которые не превышают $\pm 10^\circ$, активную длину кромки лезвия с достаточной точностью можно определить по формуле (рис. 1.28):

$$l = \frac{t}{\sin \varphi \cos \lambda}. \quad (1.19)$$

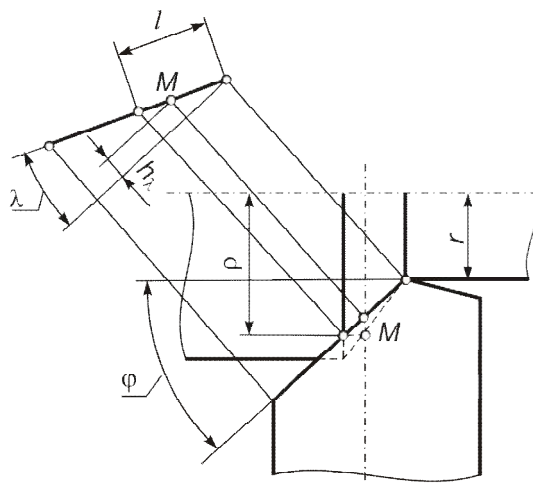


Рисунок 1.28 – Схема для определения активной длины режущей кромки l

В зависимости от соотношения t и S при продольном точении возможны три формы сечения срезаемого слоя (рис. 1.29). Если ширина срезаемого слоя равняется его толщине, то такое сечение называется **равнобоким** (рис. 1.29 б). Равнобокое сечение будет образовано, когда $S \sin \varphi = t / \sin \varphi$, то есть, при $t / S = \sin^2 \varphi$. Если $t / S > \sin^2 \varphi$, то сечение срезаемого слоя называют **прямым** (рис. 1.29 а), а если $t / S < \sin^2 \varphi$, то **обратным** (рис. 1.29 в).

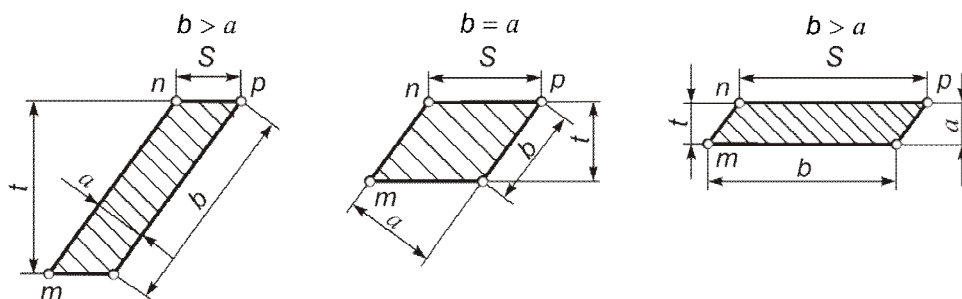


Рисунок 1.29 – Три формы сечения срезаемого слоя

При срезании слоя с обратным сечением линия np всегда является главной режущей кромкой, а линия mp – вспомогательной. В этом случае формулы (1.17) и (1.18) для определения толщины и ширины срезаемого слоя не применяются, потому что толщина срезаемого

слоя становится равной глубине резания ($a = t$), а ширина срезаемого слоя – подаче ($b = s$). Резание с равнобокими и обратными сечениями срезаемого слоями встречается редко и, чаще всего, отвечает чистовому точению широкими резцами с относительно большими подачами.

Если рассмотреть зону поперечного сечения срезаемого слоя (см. рис. 1.3 *a*) в большом масштабе (рис. 1.30), то видно, что не весь металл, который имеет сечение в форме параллелограмма $ABCE$, удаляется в стружку; часть его в виде остаточных гребешков площадью BDC остается на обработанной поверхности. В связи с этим различают:

- номинальное сечение срезаемого слоя (фигура $ABCE$);
- действительное сечение срезаемого слоя (фигура $ABDE$) – удаляется резцом в виде стружки;
- остаточное сечение срезаемого слоя (фигура BCD), которое остается на обработанной поверхности детали и в дальнейшем, в основном, определяет ее микрорельеф (см. разд. 7).

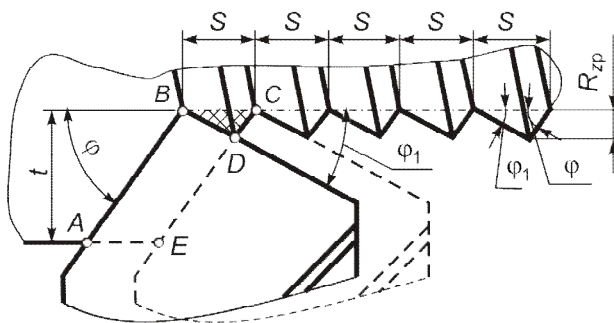


Рисунок 1.30 – Схема формирования остаточного микрорельефа на обработанной поверхности

Форма и высота $R_{зр}$ остаточных гребешков BCD определяется углами в плане резца и формой переходной режущей кромки.

1.4. Кинематика процесса, элементы конструкции, геометрические параметры инструмента и сечения срезаемого слоя при сверлении

Сверление, равно как и точение, характеризуется принципиальной кинематической схемой, основанной на сочетании двух равномерных движений: вращательного и поступательного. Вращательное движение, совершаемое инструментом или заготовкой, является главным движением резания. При работе на сверлильных станках главное движение резания выполняет инструмент, а на станках токарной группы – заготовка. При известном числе оборотов в минуту n инструмента или заготовки скорость резания определяют по формуле (1.14).

Поступательное движение инструмента является движением подачи. Скорость этого движения V_s определяют минутной подачей $S_{мин}$ (см. п. 1.3) или подачей на оборот S инструмента или заготовки, определяемую по формуле (1.15), и подачей на зуб сверла $S_z = S / z$, где $z = 2$.

Траекторией рабочего движения любой точки лезвия является винтовая линия, а поверхностью резания – конвольютная винтовая поверхность.

Винтовые сверла предназначены для образования отверстия в сплошном материале (сверления отверстий) и (или) увеличения диаметра имеющегося отверстия (рассверливания), глубина которых не превышает десяти диаметров сверла. При сверлении такими сверлами можно получить поверхности 10...12 квалитета точности с шероховатостью $R_a = 10...20$ мкм. Сверло состоит из рабочей и хвостовой частей (рис. 1.31). Хвостовая часть служит для базирования и закрепления сверла на станке.

Рабочая часть состоит из двух частей: режущей и калибрующей. На режущей части расположены два режущих лезвия сверла. Калибрующая часть сверла для уменьшения трения соприкасается с отверстием только по шлифованным винтовым ленточкам, которые расположены по краям винтовых канавок. Эти канавки служат для транспортировки стружки из зоны резания. Диаметр калибрующей части уменьшается от режущей части к хвостовику с целью уменьшения трения сверла с формируемой (обработанной) поверхностью. Эта конструктивная особенность называется обратной конусностью калибрующей части.

На рис. 1.32 изображено место перехода режущей части сверла в калибрующую. На поверхностях винтовых стружечных канавок 1 образуется и сходит стружка, т.е. они являются передними поверхностями сверла. Главную режущую кромку сверла 4 с достаточной точностью можно считать прямой линией. Поэтому передняя поверхность 1 являет собой линейчатую винтовую поверхность, которая плавно сопрягается с криволинейной винтовой поверхностью нерабочей части стружечной канавки, т.е. представляет собой винтовую поверхность, которая состоит из семейства винтовых линий, имеющих одинаковый шаг и разный диаметр.

Главные задние поверхности 2 в зависимости от способа заточки могут быть коническими, линейчатыми винтовыми поверхностями или плоскостями.

Часть ленточки 3 вблизи вершины сверла 8 является вспомогательной задней поверхностью. Для уменьшения трения между сверлом и стенкой отверстия спинка сверла 7 занижена относительно ленточки.

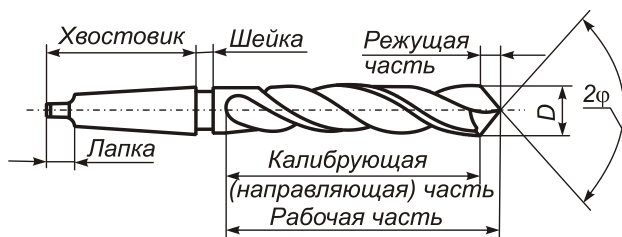


Рисунок 1.31 – Общий вид и основные элементы конструкции винтового сверла

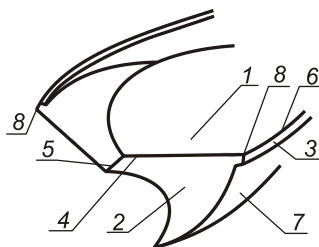


Рисунок 1.32 – Поверхности и лезвия рабочей части винтового сверла

В результате пересечения главных задних поверхностей образуется переходная режущая кромка 5 длиной l_{π} , наклоненная под углом $\psi = 50...55^\circ$ к проекции главной режущей кромки на торцевую плоскость. Кромка 5 называется поперечной режущей кромкой или перемычкой. Вспомогательная режущая кромка 6 является конической винтовой линией с очень малой конусностью. Таким образом, сверло имеет две передние, две главные и две

вспомогательные задние поверхности, две главные и две вспомогательные режущие кромки и одну поперечную кромку.

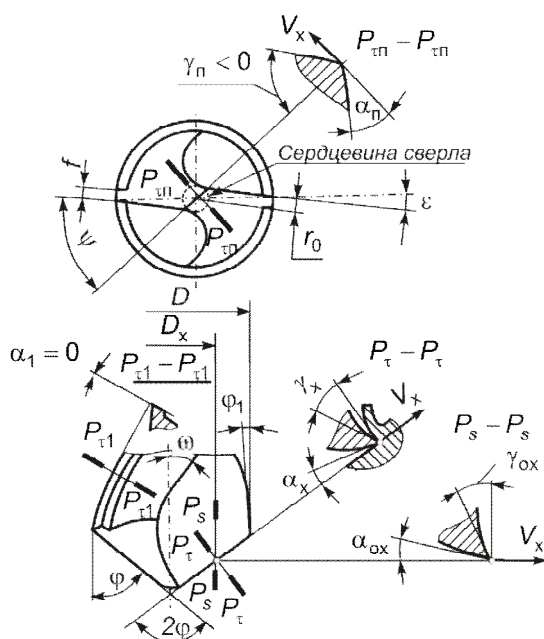


Рисунок 1.33 – Геометрические параметры сверла

Для большей прочности сверла главные режущие кромки размещены не в осевой плоскости, а симметрично смещены относительно оси сверла на расстояние r_0 (рис. 1.33). Полученное центральное утолщение называют сердцевинной сверла.

Рассмотрим геометрические параметры винтового сверла (см. рис. 1.33). Не повторяя определения основных углов, следует отметить как их соответствие аналогичным углам резца, так и некоторые особенности.

Инструментальные углы режущей части определяются в системе координат, которая применяется для настройки оборудования при изготовлении сверла. Основная инструментальная плоскость проходит через заданную точку режущей кромки и ось сверла, инструментальная плоскость резания – касательно цилиндру, на котором размещена точка режущей кромки. Используется также торцевая плоскость, перпендикулярная оси сверла. Поскольку при

вращении сверла вектор скорости главного движения лежит в плоскости, перпендикулярной оси сверла и касательно к траектории вращения точки режущей кромки, инструментальные и статические системы координат совпадают. Поэтому для сверла принято рассматривать именно статические углы режущей части (рис. 1.34). Для их определения будем использовать подходы и зависимости, полученные для токарного резца, учитывая особенности сверла как двузубого инструмента с винтовой передней поверхностью.

Поскольку у сверла есть две симметричных режущих кромки, то вместо угла ϕ для резца в основной плоскости сверла рассматривают угол при вершине 2ϕ , называемый двойной угол в плане. У стандартных сверл величина двойного угла в плане $2\phi = 118...120^\circ$. У сверл специальных, проектируемых для определенной операции, величина угла 2ϕ зависит от твердости и прочности материала обрабатываемой заготовки, возрастаая при увеличении последних. В этом случае угол 2ϕ может изменяться в пределах $90...140^\circ$.

В основной плоскости рассматриваются также вспомогательные углы в плане ϕ_1 . Чтобы после переточек из-за обратной конусности диаметр сверла изменялся незначительно, эта конусность у сверла невелика – $0,03...0,15$ мм на 100 мм длины сверла. Как правило, угол ϕ_1 не превышает $10'$ и может быть определен по формуле:

$$\operatorname{tg} \phi_1 = \frac{D - D_k}{2l}, \quad (1.20)$$

где D , D_k – диаметр сверла соответственно в начале и в конце калибрующей части; l – длина калибрующей части.

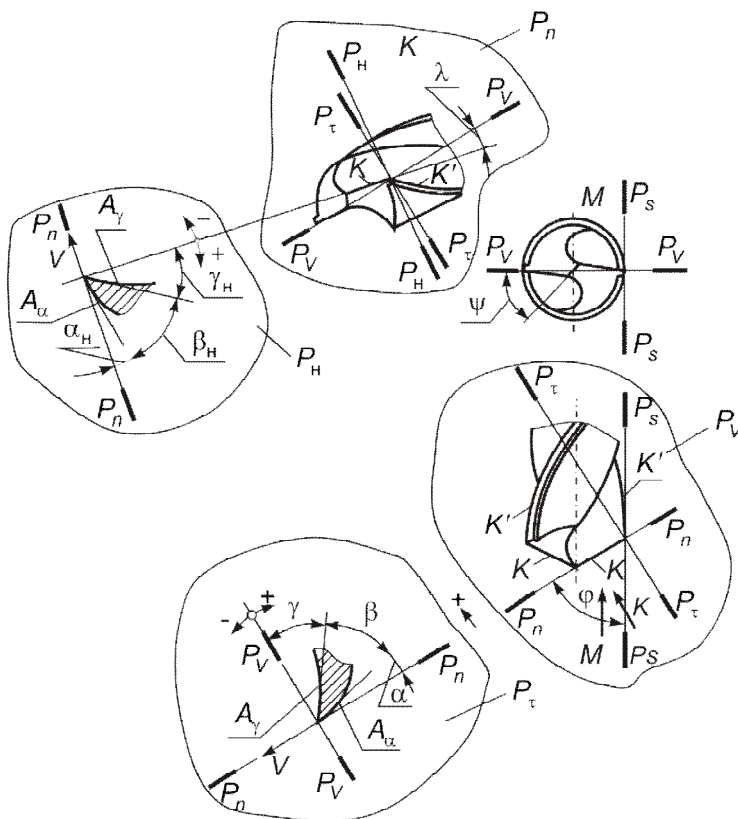


Рисунок 1.34 – Общая схема определения статических углов режущей части сверла

Углом наклона винтовой канавки на максимальном диаметре ω называется угол между касательной к винтовой линии вспомогательной режущей кромки на калибрующей части и линией, параллельной оси сверла. Исходя из свойства линейчатой винтовой поверхности, угол наклона винтовых линий, ее образующих, в разных точках режущей кромки – неодинаков:

$$\operatorname{tg} \omega = \pi D / P; \operatorname{tg} \omega_x = \pi D_x / P,$$

где D – диаметр сверла на периферии; D_x – диаметр сверла в произвольной точке режущей кромки (в дальнейшем все параметры, которые рассматриваются в этой точке, имеют индекс «х»), P – шаг винтовой поверхности.

Как следует из этих формул, в периферийной точке главной режущей кромки, т.е. по кромке ленточки, ω_x – максимальный. Для других точек режущей кромки угол наклона винтовой канавки тем меньше, чем ближе эта точка к оси сверла. Из анализа предыдущих формул можно получить следующее соотношение:

$$\operatorname{tg} \omega_x = D_x \operatorname{tg} \omega / D. \quad (1.21)$$

Наклон винтовой стружечной канавки – это наклон передней поверхности сверла в продольном (осевом) направлении. Следовательно, это есть передний угол сверла вдоль его оси $\gamma_{\text{ox}} = \omega_x$, т.е. в рабочей плоскости P_S .

Наложим проекции режущей части одного лезвия (пера) сверла и прямого проходного резца (рис. 1.35). Сравнивая положение продольной и поперечной плоскостей резца и сверла, заметим, что углы сверла вдоль его оси являются поперечными для резца. Поэтому для определения статических углов режущей части в главной секущей плоскости можно воспользоваться выражениями (1.1) и (1.2.) для резца. Из формулы (1.2), приняв $\gamma_{\text{ox}} = \gamma_{\text{поп}x}$, имеем:

$$\text{tg}\gamma_x = \text{tg}\gamma_{\text{ox}} / \sin\varphi - \text{tg}\lambda \text{ctg}\varphi, \quad (1.22)$$

где λ – статический угол наклона главной режущей кромки в плоскости резания P_n .

Из несложных геометрических построений (см. рис. 2.33) этот угол равен [2]:

$$\text{tg}\lambda = \frac{r_0}{\sqrt{(D_x/2)^2 - r_0^2}} \sin\varphi. \quad (1.23)$$

Подставляя формулы (2.23) и (2.21) в (2.22), будем иметь:

$$\text{tg}\gamma_x = \frac{D_x \text{tg}\omega}{D \sin\varphi} - \frac{r_0}{\sqrt{(D_x/2)^2 - r_0^2}} \cos\varphi. \quad (1.24)$$

Для упрощенных расчетов иногда принимают $r_0 = 0$. Тогда формула (1.24) будет иметь вид:

$$\text{tg}\gamma_x = \frac{D_x \text{tg}\omega}{D \sin\varphi}. \quad (1.25)$$

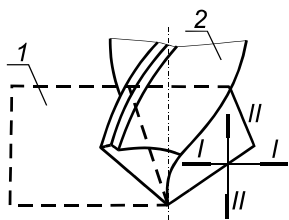


Рисунок 1.35 – Совмещение проекций режущей части сверла и резца: 1 – прямой проходной резец, 2 – сверло

Из этой формулы видно, что величина статического переднего угла и характер его изменения вдоль режущей кромки сверла определяются только конструктивными параметрами сверла: углом наклона винтовой канавки ω , расположением режущей кромки относительно оси – r_0 и положением точки на режущей кромке – D_x . Чем ближе точка к оси сверла, тем меньший передний угол. На внешнем диаметре $\gamma \approx \omega \approx 25...30^\circ$. Как видно из рис. 1.36 а, во всем диапазоне изменения диаметра вдоль режущей кромки статический передний угол меньше угла, измеренного в осевой плоскости. В точках вблизи перемычки он становится отрицательным.

Траектории движения точек главных режущих кромок лежат на воображаемых цилиндрических поверхностях с осями, совпадающими с осью сверла. На этих поверхностях рассматривают осевые задние углы сверла α_{ox} (рис. 1.37). Для резца (см. рис. 1.35) это будут задние углы в поперечной секущей плоскости. Используя формулу (1.1), имеем:

$$\text{tg}\alpha_x = \text{tg}\alpha_{\text{ox}} \sin\varphi. \quad (1.26)$$

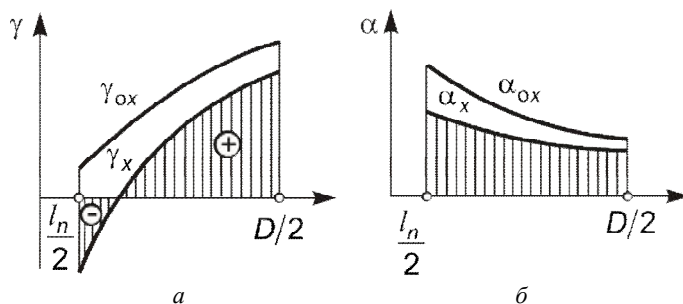


Рисунок 1.36 – График изменения статических переднего и заднего углов сверла вдоль главной режущей кромки

В отличие от переднего угла, характер изменения которого задается при изготовлении сверла и на чертеже не указывается, задний угол сверла обеспечивается методом его заточки. Характер его изменения вдоль режущей кромки определяется двумя условиями:

- 1) обеспечение примерного постоянства угла заострения β_x вдоль режущей кромки;
- 2) обеспечение примерного постоянства кинематического заднего угла вдоль режущей кромки.

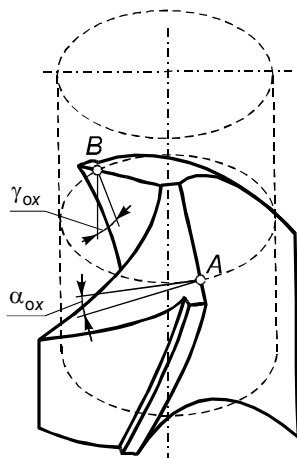


Рисунок 1.37 – Образование переднего и заднего углов на режущих лезвиях сверла в цилиндрическом сечении

Исходя из первого условия и зависимости $\gamma_x + \beta_x + \alpha_x = 90^\circ$, из рис. 1.36 а очевидно, что угол α должен увеличиваться от периферии к центру сверла.

Как указывалось в п. 1.2, основной причиной отличия кинематических углов от статических является наличие сложного рабочего движения. В результате поворота вектора скорости результирующего движения на угол скорости резания η (см. рис. 1.2) кинематический задний угол уменьшается:

$$\alpha_{к.ox} = \alpha_{ox} - \eta_{ox}, \quad (1.27)$$

$$\text{где } \eta_{ox} = \arctg \frac{S}{\pi D_x}.$$

Как видно из этой формулы, при уменьшении диаметра угол η_{ox} увеличивается. Поэтому для сохранения приблизительного постоянства кинематического заднего угла статический задний угол (да и инструментальный угол заострения) должен увеличиваться от периферии к центру. Характер его изменения показан на рис. 1.36 б.

Переходная режущая кромка (перемычка), которая при резании тоже снимает стружку, образована двумя симметричными главными задними поверхностями сверла. Рассекая перемычку рабочей плоскостью в произвольной точке (см. рис. 1.33), получим режущее лезвие, у которого передняя и задняя поверхности образуют угол заострения, приблизительно равный 2φ . Передний угол такого лезвия будет приблизительно равняться $\gamma_{ox} = -\varphi \approx -60^\circ$, а осевой задний – $\alpha_{ox} = \varphi$. Резание таким лезвием весьма затруднительно, поэтому перемычка не «режет» металл, а скоблит его (выдавливает).

Сечение слоя, срезаемого одним лезвием сверла, плоскостью, которая проходит через ось отверстия (основная плоскость), изображено на рис. 1.38.

Глубину резания как технологический размер срезаемого слоя при сверлении не используют, потому что в соответствии с формулой (1.16) $t = \frac{D}{2}$, т.е. глубина резания равняется радиусу сверла. Параметры сечения срезаемого слоя – толщина a и ширина b (из анализа рис. 1.38):

$$a = S_z \sin \varphi = \frac{S}{2} \sin \varphi ;$$

$$b = (D - l_n) / (2 \sin \varphi) .$$

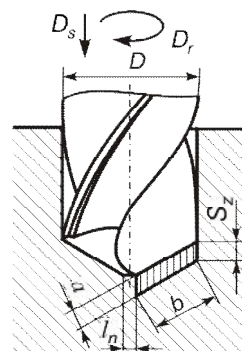


Рисунок 1.38 – Параметры сечения срезаемого слоя при сверлении

1.5. Кинематика процесса, элементы конструкции, геометрические параметры инструментов и сечения срезаемого слоя при фрезеровании

Фреза – многолезвийный инструмент с вращательным главным движением резания, применяемый для обработки плоскостей, пазов, шлицев, тел вращения, резьбы, фасонных поверхностей и разрезания заготовок. Одновременное участие в работе нескольких зубьев обеспечивает высокую производительность обработки.

Фреза является телом вращения, на периферийной поверхности или на торце которого размещены режущие зубья. Независимо от большого разнообразия фрез, схема их работы соответствует цилиндрическому (периферийному) или торцевому фрезерованию (рис. 1.39).

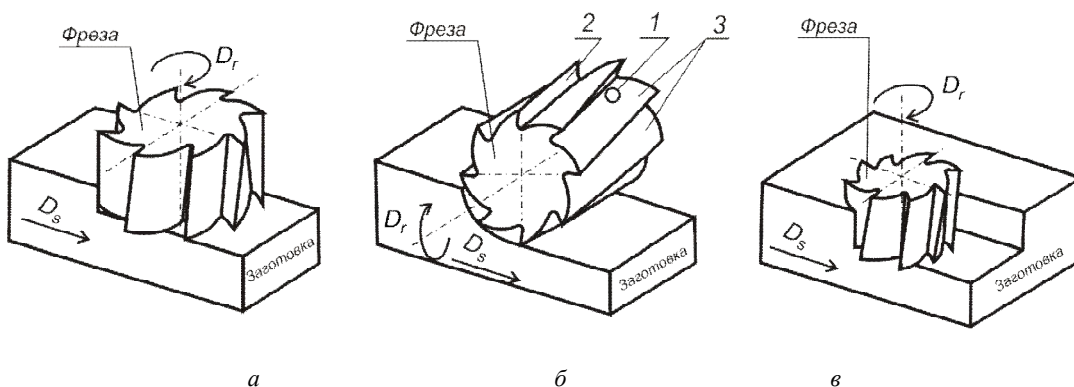


Рисунок 1.39 – Виды фрезерования:
а – торцевое; б – цилиндрическое; в – комбинированное (смешанное)

При торцевом фрезеровании (см. рис. 1.39 а) ось фрезы перпендикулярна к обработанной поверхности. Кроме зубьев, расположенных на цилиндрической поверхности, работают также зубья, которые находятся на торце и формируют обработанную поверхность.

При цилиндрическом (периферийном) фрезеровании (см. рис. 1.39 б) ось фрезы параллельна обработанной поверхности, формирование которой выполняется зубьями, расположенными на цилиндрической (периферийной) поверхности фрезы. В некоторых случаях (например, фрезерование уступов или пазов) рассматривают смешанное (комбинированное) фрезерование (см. рис. 1.39 в), которое имеет признаки как периферийного, так и торцевого.

Цилиндрическая фреза – это цилиндрическое тело (см. рис. 1.39 б), на поверхности которого в продольном направлении прорезаны прямые или винтовые канавки 1 для размещения стружки. Часть канавки, по которой сходит стружка, является передней поверхностью 2 зуба фрезы, а другая часть, которая прилегает к поверхности цилиндра, – задней 3. Вместе они образуют главное режущее лезвие. На пересечении передней поверхности канавки с цилиндрической поверхностью образуются режущие кромки. Для более плавной работы фрезы и увеличения количества одновременно работающих зубьев стружечные канавки, как правило, делают винтовыми.

Рассмотрим геометрические параметры цилиндрической фрезы (рис. 1.40). Как и для сверла, следует отметить как их соответствие аналогичным углам резца, так и некоторые особенности.

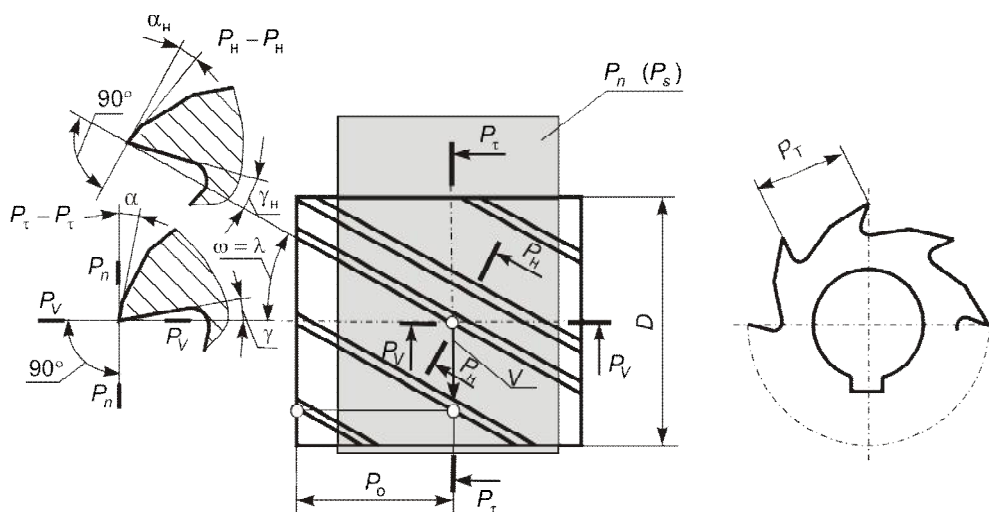


Рисунок 1.40 – Геометрические параметры режущей части цилиндрической фрезы

Инструментальные углы режущей части определяются в системе координат, которая применяется для настройки оборудования при изготовлении фрезы. Основная инструментальная плоскость проходит через заданную точку режущей кромки и ось фрезы, а инструментальная плоскость резания является касательной к цилиндру, на котором размещена эта точка. Используется также торцевая плоскость, перпендикулярная оси фрезы. Поскольку при вращении цилиндрической фрезы вектор скорости главного движения лежит в плоскости, параллельной оси фрезы и касательной к траектории вращения точки режущей кромки, инструментальные и статические системы координат совпадают. Поэтому для цилиндрической фрезы принято рассматривать именно статические углы (см. рис. 1.40).

Передний γ и главный задний α углы рассматриваются в главной секущей плоскости P_τ , которая размещена перпендикулярно линии пересечения плоскости резания P_n и основной плоскости P_γ . Порой эти углы называют торцевыми. Угол наклона режущей кромки λ , расположенный между основной плоскостью и касательной к главной режущей кромке, принято называть углом наклона винтовой канавки и обозначать ω .

Рекомендованная величина переднего угла зависит от прочности и твердости материала обрабатываемой заготовки, уменьшаясь при их увеличении. Для разных материалов угол γ изменяется в пределах $5 \dots 25^\circ$.

Задний угол α определяется толщиной слоя, срезаемого лезвием фрезы. Поскольку при фрезеровании она значительно меньше, чем при точении, то и значения рекомендованных задних углов намного больше и находятся в пределах $\alpha = 15 \dots 25^\circ$.

У стандартных фрез угол наклона винтовой канавки назначают в пределах $25 \dots 35^\circ$; у специальных, предназначенных для фрезерования деталей определенной ширины, угол ω рассчитывают, чтобы получить так называемое равномерное фрезерование (см. пп. 4.1.5).

В некоторых случаях рассматривают углы режущего лезвия в нормальной к режущей кромке плоскости фрезы $P_n - P_n$. С учетом формулы (1.3) получим:

$$\operatorname{tg} \gamma_n = \operatorname{tg} \gamma \cos \omega, \quad \operatorname{tg} \alpha_n = \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\cos \omega}.$$

Торцевая фреза (рис. 1.41 а) являет собой корпус 1, в который вставлены отдельные резцы – зубья фрезы 2.

Каждый зуб фрезы в процессе резания работает почти так же, как и строгальный резец при обработке плоскости. Отличие заключается только в том, что строгальный резец выполняет прямолинейное движение, а зуб фрезы – круговое (циклоидальное). Поэтому форма и геометрические параметры зуба фрезы мало отличаются от формы и геометрических параметров резца. В резании, кроме главной (К), принимает участие и вспомогательная режущая кромка (К'). Схема для определения основных статических углов режущей части торцевых фрез представлена на рис. 1.41 б.

Главная режущая кромка зуба фрезы наклонена относительно рабочей плоскости P_S под главным углом в плане φ . Его величина рекомендуется в пределах $60 \dots 90^\circ$. Вспомогательная кромка образует с той же плоскостью вспомогательный угол в плане φ_1 , величина которого равняется $5 \dots 15^\circ$. В некоторых случаях образуют прямолинейную переходную режущую кромку длиной $l_0 = 1,5 \dots 2$ мм, которая имеет переходный угол в плане $\varphi_0 = \varphi/2$.

Передний и главный задний углы так же, как и у резца, измеряют в главной секущей плоскости P_τ . Величина переднего угла определяется твердостью и прочностью материала обрабатываемой заготовки. При фрезеровании стальных заготовок для предотвращения возможного повреждения лезвий фрезы через прерывистость процесса резания передний угол делают отрицательным в пределах от -5° до -15° . При фрезеровании чугуновых заготовок опасность механического повреждения меньше из-за более низкой прочности чугуна, чем стали. Это позволяет образовывать на фрезе положительный передний угол в пределах $5 \dots 10^\circ$. Главный задний угол определяется теми же условиями, что и для цилиндрических фрез, и рекомендуется в пределах $\alpha = 12 \dots 15^\circ$.

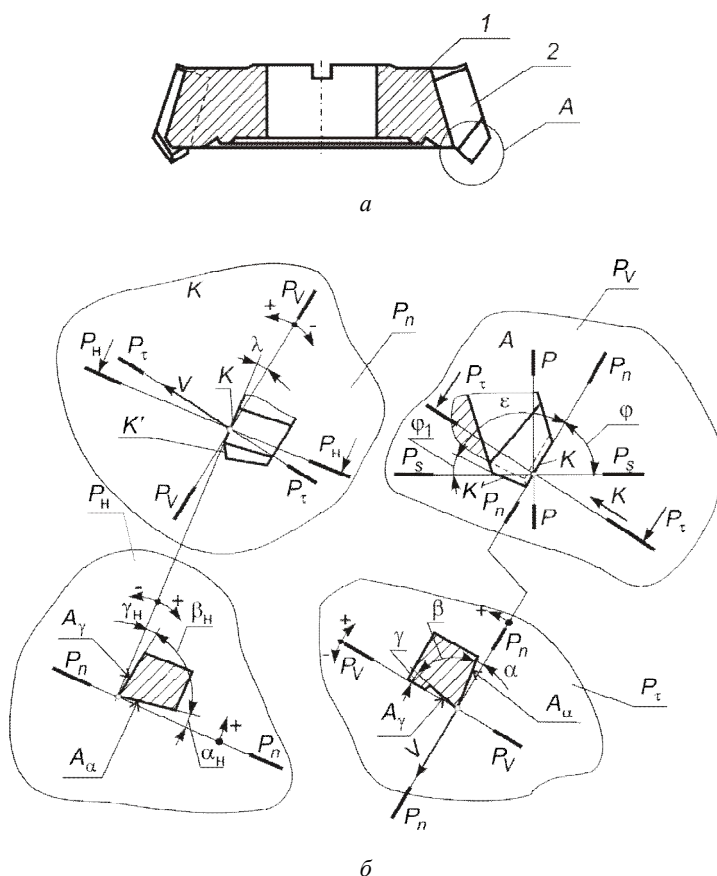


Рисунок 1.41 – Углы режущего лезвия торцевой фрезы в статической системе координат

Для того чтобы в контакт со срезаемым слоем первой не вступала более слабая вершина зуба фрезы, главную режущую кромку наклоняют под положительным углом λ . При обработке стальных заготовок угол наклона λ лежит в пределах $5...15^\circ$, а при обработке чугуновых – $0...5^\circ$.

Некоторые виды заточного оборудования, как и для резца, требуют знания продольных (в плоскости $P-P$, параллельной оси фрезы), поперечных (в плоскости P_s-P_s) и нормальных (в плоскости P_n-P_n) углов режущей части. Как и для токарного резца они определяются, соответственно, по формулам (1.1), (1.2) и (1.3).

1.5.1. Схемы резания и параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании цилиндрическими фрезами

Фрезерование, равно как точение и сверление, характеризуется кинематической схемой, основанной на соединении двух равномерных движений: вращательного и поступательного. В результате этого траекторией относительного рабочего движения любой точки лезвия является удлиненная циклоида (трохоида), изображенная на рис. 1.42. Высота трохойды рав-

на диаметру фрезы, а расстояние между ее петлями соответствует пути S , пройденному заготовкой в движении подачи за один оборот фрезы. Траектории движения лезвий отдельных зубьев смещены друг относительно друга на расстояние $S_z = S/z$. При соотношении скоро-

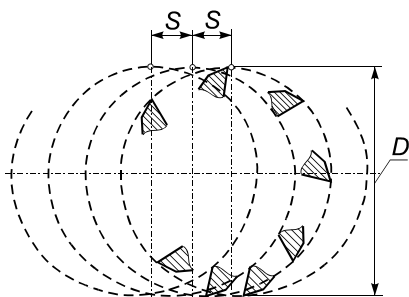


Рисунок 1.42 – Траектория рабочего движения точки лезвия цилиндрической фрезы

стей движения заготовки и вращения фрезы, которое имеет место при фрезеровании, линия трохоиды по форме относительно мало отличается от дуги окружности. Поэтому для упрощения определения размеров срезаемого слоя при фрезеровании трохоиду можно заменить окружностью диаметром, равным диаметру фрезы.

Вращательное движение, осуществляемое инструментом – фрезой, является главным движением резания. При известных частоте вращения инструмента n и его диаметре D скорость резания определяют по формуле (1.14).

Поступательное движение заготовки является движением подачи. Скорость этого движения определяют: минутной подачей $S_{\text{мин}}$, подачей на оборот S инструмента, которая рассчитывается по формуле (1.15), и подачей на зуб фрезы S_z :

$$S_z = \frac{S}{z}, \quad (1.28)$$

где z – число зубьев фрезы.

Значениями подачи на зуб S_z пользуются при теоретических исследованиях и расчете режимов резания при фрезеровании. В производственных условиях, например, при наладке фрезерных станков используют минутную подачу $S_{\text{мин}}$. Это связано с тем, что у большинства фрезерных станков отсутствует кинематическая связь между шпинделем и механизмом подачи, который имеет свой наладочный привод.

При фрезеровании возможны две комбинации направлений вращения фрезы и перемещения заготовки (рис. 1.43).

Если векторы скоростей резания V и подачи V_s в точке B контакта с обработанной поверхностью направлены в противоположные стороны (рис. 1.43 б), то такое фрезерование называют встречным, а если в одну сторону (рис. 1.43 а) – попутным. Встречное и попутное фрезерование используется одинаково часто.

Толщина слоя материала, который удаляется с заготовки за один проход, измеренная перпендикулярно обработанной поверхности, является глубиной резания t (рис. 1.44).

Из рис. 1.44 а видно, что зуб фрезы вступает в работу в точке D и выходит из контакта со срезаемым слоем в точке B . Таким образом, за один оборот фрезы зуб выполняет два цикла: рабочий, который соответствует дуге DB , и холостой, соответствующий дуге BD .

Центральный угол θ_m , который соответствует началу и концу рабочего цикла зуба фрезы, называют максимальным углом контакта. Его величину можно определить по формуле:

$$\cos \theta_m = \frac{R-t}{R} = 1 - \frac{2t}{D}. \quad (1.29)$$

ляемая как расстояние между соседними положениями поверхности резания, может быть найдена из треугольника $q-n-p$ (рис. 1.44 а, б). Отмеченный треугольник с некоторым приближением можно считать прямоугольным с гипотенузой, равной подаче на зуб S_z . Угол треугольника $q-n-p$, лежащий напротив катета a , равняется мгновенному углу контакта θ .

Отсюда получаем:

$$a = S_z \sin \theta. \quad (1.30)$$

Поскольку все точки режущей кромки фрезы лежат на цилиндрической поверхности резания, то мгновенная толщина срезаемого слоя для любого угла наклона винтовой канавки ω , в том числе и равного нулю, соответствует одинаковому мгновенному углу контакта и определяется тем самым отрезком pq , т.е. не зависит от угла ω .

Из формулы (1.30) видно, что при движении зуба по поверхности резания толщина срезаемого слоя в заданной точке лезвия изменяется. При встречном фрезеровании (движение резания – D_{r1} , рис. 1.45) в начале рабочего цикла $\theta = 0$ и толщина срезаемого слоя в этой точке $a = 0$. На пути DC мгновенная толщина постоянно растет в соответствии с выражением (1.30). Когда радиус фрезы проходит через точку A конца рабочего цикла предыдущего зуба, значения угла $\theta = \theta_m$ и толщина достигает максимума $a = a_{\max} = S_z \times \sin \theta_m$. На участке CB толщина a быстро уменьшается и в точке B становится равной нулю. На этом отрезке уравнение (1.30) неприменимо.

При попутном фрезеровании (движение резания – D_{r2}) вход зуба фрезы в контакт с

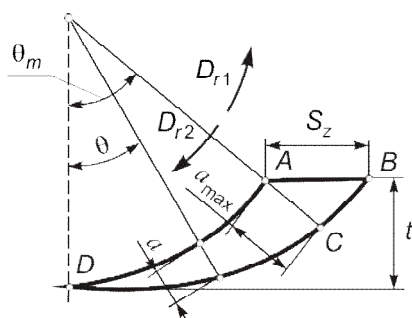


Рисунок 1.45 – Расчетная схема для определения толщины срезаемого слоя при цилиндрическом фрезеровании

заготовкой сопровождается быстрым ростом толщины до значения a_{\max} в момент, когда радиус проходит через исходную точку A рабочего цикла предыдущего зуба. В конце рабочего цикла угол контакта θ становится равным нулю и, в соответствии с уравнением (1.30), толщина срезаемого слоя также уменьшается до нуля.

Участок лезвия l , который находится в работе (см. рис. 1.44 а), является рабочей длиной лезвия. Она определяется значениями мгновенных углов контакта крайних точек лезвия 1 и 2:

$$l = \frac{R(\theta_2 - \theta_1)}{\sin \omega}.$$

Из формулы вытекает, что при движении зуба по поверхности резания рабочая длина лезвия изменяется от нуля до некоторого максимума и опять до нуля. Максимально возможная для заданной ширины фрезерования B рабочая длина лезвия:

$$l_{\max} = \frac{B}{\cos \omega}.$$

Найдем мгновенную площадь f сечения срезаемого слоя для винтового лезвия зуба фрезы. Указанная площадь, очевидно, равняется площади эпюры, изображенной на рис. 1.44 а. Выберем на режущей кромке зуба точку на расстоянии x от ее конца. Элементар-

ный участок кромки dx (см. рис. 1.44 в) срезает слой толщиной a_x с поперечным сечением площадью df :

$$dx = \frac{D}{2} \frac{d\theta}{\sin \omega}, \quad df = a_x dx = a_x \frac{D}{2} \frac{d\theta}{\sin \omega} = \frac{S_z D \sin \theta}{2 \sin \omega} d\theta.$$

Мгновенное поперечное сечение слоя, срезаемого винтовым зубом фрезы:

$$f = \int_{\theta_1}^{\theta_2} df = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} \int_{\theta_1}^{\theta_2} \sin \theta d\theta = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} (\cos \theta_1 - \cos \theta_2). \quad (1.31)$$

Из последнего выражения видно, что в ходе движения зуба фрезы по поверхности резания площадь сечения срезаемого слоя также является переменной.

Поскольку одновременно в работе может находиться несколько зубьев (рис. 1.46), то суммарное сечение слоя, срезаемого одновременно m работающими винтовыми зубьями фрезы, можно определить по формуле:

$$F_{\Sigma} = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} \sum_{i=1}^m (\cos \theta_{1i} - \cos \theta_{2i}), \quad (1.32)$$

где θ_{1i} , θ_{2i} – углы контакта двух крайних точек i -й винтовой режущей кромки, которые участвуют в работе; m – число зубьев фрезы, одновременно находящиеся в контакте:

$$m = \frac{\theta_m}{\delta_{\phi}} = \frac{\theta_m z}{360^\circ}, \quad (1.33)$$

где $\delta_{\phi} = 360^\circ/z$ – центральный угол между двумя соседними зубьями фрезы (угловой шаг).

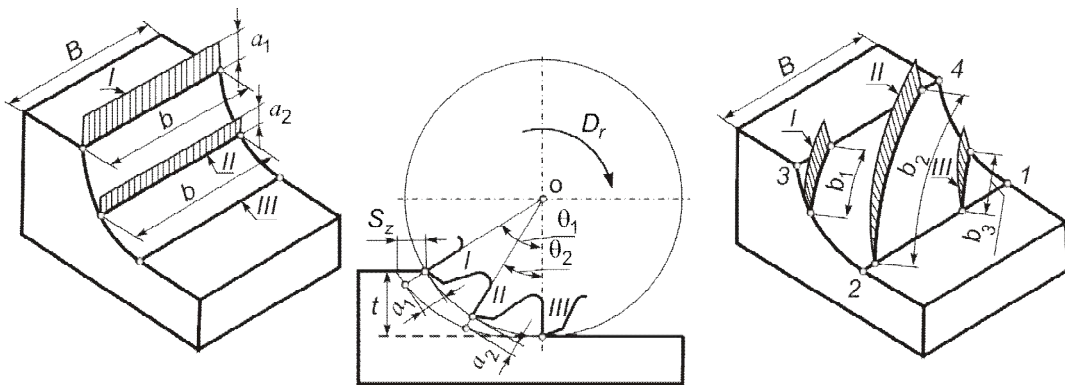


Рисунок 1.46 – Ширина и толщина срезаемого слоя при работе фрезами с прямыми и винтовыми зубьями

Поскольку площади f_i для каждого работающего зуба по мере продвижения их по поверхности резания не остаются постоянными, то суммарная площадь F_{Σ} при фрезеровании, в

общем случае, является также переменной величиной. Это свидетельствует о том, что процесс фрезерования цилиндрическими фрезами протекает при переменных силовых и тепловых нагрузках, которые действуют на фрезу.

1.5.2. Схемы резания и параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании торцевыми фрезами

Принципиальная кинематическая схема при торцевом фрезеровании та же, что и при фрезеровании цилиндрическими фрезами (рис. 1.47). Поэтому скорости движений резания и подачи определяются по тем же формулам.

В зависимости от установки фрезы относительно обрабатываемой заготовки и соотношения между диаметром фрезы и шириной заготовки фрезерование может быть симметричным полным (рис. 1.48 а), неполным (рис. 1.48 б) и несимметричным (рис. 1.48 в).

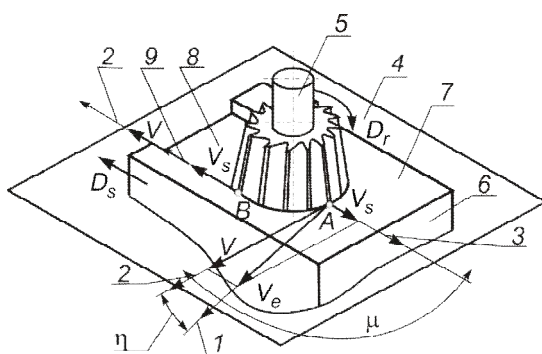


Рисунок 1.47 – Элементы движений в процессе резания при торцевом фрезеровании:

1 – направление скорости результирующего движения резания; 2 – направление скорости главного движения резания; 3, 9 – направление скорости движения подачи; 4 – рабочая плоскость; 5 – инструмент; 6 – заготовка; 7 – обрабатываемая поверхность; 8 – обработанная поверхность; 1–3 – движения заданной точки A и B на лезвии инструмента; 9 – движение заданной точки B на заготовке

Для того чтобы структура формул для определения толщины срезаемого слоя была единой для любого типа фрезы и ее установки, мгновенный угол контакта θ при торцевом фрезеровании отсчитывается не от точки входа зуба фрезы в срезаемый слой, а от положения радиуса фрезы, перпендикулярного к направлению движения подачи.

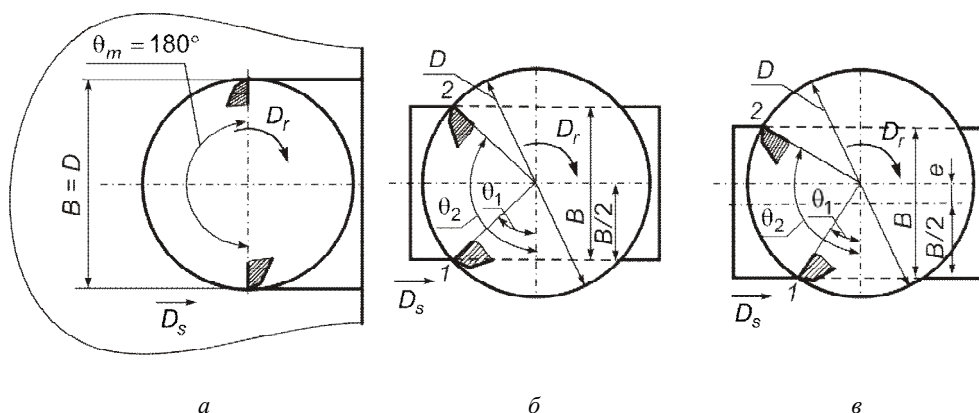


Рисунок 1.48. Схемы установки торцевой фрезы относительно заготовки:
а – симметричное полное фрезерование; б – симметричное неполное фрезерование;
в – несимметричное (смещенное) фрезерование

Схема для определения параметров срезаемого слоя при торцевом фрезеровании показана на рис. 1.49. В отличие от фрезерования цилиндрическими фрезами торцевое является процессом несвободного резания, где участвуют в снятии припуска как главная, так и вспомогательная режущие кромки. Максимальный угол контакта θ_m зависит от ширины фрезерования B и при симметричном фрезеровании может быть определен с помощью формулы:

$$\theta_m = 2 \arcsin(B / D) . \quad (1.34)$$

Выше указывалось, что зуб фрезы работает так же, как и строгальный резец. Поэтому форма сечения срезаемого слоя, равно как и при работе резцом, представляет собой параллелограмм с толщиной среза a и шириной среза b . Из рис. 1.49 видно, что мгновенная толщина срезаемого слоя $a = mn \times \sin \varphi$. По аналогии с фрезерованием цилиндрическими фрезами отрезок mn равняется $S_z \times \sin \theta$. Окончательно получим:

$$a = S_z \sin \varphi \sin \theta . \quad (1.35)$$

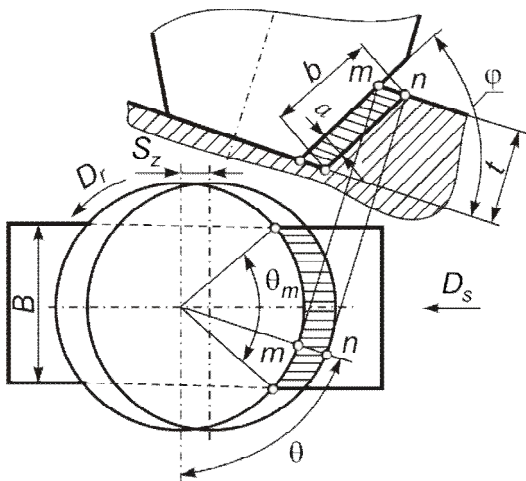


Рисунок 1.49 – Параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании торцевыми фрезами

Как видно, толщина срезаемого слоя a является переменной величиной и определяется положением зуба. При симметричном фрезеровании мгновенная толщина срезаемого слоя при продвижении зуба в пределах угла контакта изменяется от минимального значения в точке входа к максимальному, равному $a_{\max} = S_z \times \sin \varphi$, и опять к минимальному в точке выхода. Ширина срезаемого слоя b определяется по той же формуле (1.18), что и для токарного или строгального резцов. С учетом выражений (1.35) и (1.18) площадь слоя металла, срезаемого одним зубом фрезы:

$$f = a \times b = S_z \times t \times \sin \theta ,$$

а максимальная суммарная площадь $F_{\Sigma \max}$, срезаемая всеми зубьями фрезы, одновременно находящимися в работе, определяется по формуле:

$$F_{\Sigma \max} = S_z t \sum_{i=1}^{m_{\max}} \sin \theta_i ,$$

где m_{\max} – максимальное число зубьев фрезы, одновременно находящихся в работе:

$$m_{\max} = \frac{\theta_m}{360^\circ} z + 1 .$$

При выходе предыдущего зуба из контакта со срезаемым слоем число зубьев, участвующих в работе, в течение некоторого времени становится меньше на единицу. Поэтому суммарная площадь сечения срезаемого слоя уменьшится до минимального значения:

$$F_{\Sigma \min} = S_z t \sum_{i=1}^{m_{\min}} \sin \theta_i ,$$

где $m_{\min} = \frac{\theta}{360^\circ} z$ – минимальное число зубьев фрезы, которые одновременно находятся в работе.

В результате этого, равно как и при фрезеровании цилиндрическими фрезами, силовая и тепловая нагрузки на торцевую фрезу в ходе ее работы будут периодически изменяться от максимального до минимального значения.

1.6. Элементы конструкции, кинематика процесса, геометрические параметры протяжки и сечения срезаемого слоя

Протяжка – инструмент, предназначенный для обработки плоскостей и фасонных замкнутых и незамкнутых поверхностей. Если необходимо получить только точные размеры протягиваемого контура, то такое протягивание называют свободным. Если протягивается контур, который должен быть расположен на определенном расстоянии от каких-либо поверхностей детали, протягивание называют координатным. Протяжки, предназначенные для обработки замкнутых контуров, называют *внутренними*, а незамкнутых – *наружными*.

По сравнению с другими методами обработки фасонных поверхностей протягивание имеет ряд преимуществ:

- исключительно высокая производительность обработки;
- протяжкой можно получить контур любой сложности с высокой точностью (до 7...9-го квалитетов);
- достигается шероховатость обработанной поверхности в пределах $R_a = 0,63 \dots 2$ мкм.

Рабочая часть протяжки состоит из режущей и калибрующей частей (рис. 1.50). На режущей части расположены режущие зубья, которые снимают припуск, предусмотренный под протягивание. Для того чтобы режущие зубья могли последовательно срезать припуск тонкими слоями, каждый следующий зуб имеет превышение S_z над предыдущим, называемое *подъемом на зуб* или *конструктивной подачей*. Подъем на зуб может быть одинаковым для всех режущих зубьев или изменяться при переходе от одной группы зубьев к другой.

На калибрующей части расположены калибрующие зубья одинаковой высоты (подъем зубьев равняется нулю). Калибрующие зубья выполняют две функции: они калибруют контур, придавая ему окончательные размеры и форму, и служат резервом для режущих зубьев. После того, как последний режущий зуб в результате переточек потеряет свои размеры, первый калибрующий становится последним режущим зубом и т.д.

Важнейшим конструктивным элементом, который определяет эффективность работы протяжки, является подъем зубьев S_z . Установлено, что минимальный подъем зубьев протяжки не должен быть меньше радиуса округления r режущей кромки (см. рис. 1.9) и обычно

он составляет 0,02 мм. Только при заточке протяжки алмазными или кубонитовыми (эльборовыми) кругами минимальный подъем зубьев может быть уменьшен до 0,01 мм.

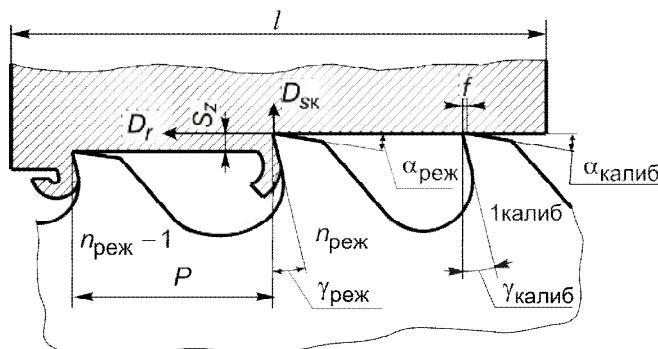


Рисунок 1.50 – Схема срезания слоя материала зубьями протяжки; размеры и геометрические параметры режущих и калибрующих зубьев протяжки

Величина максимального подъема зубьев связана со специфическими особенностями протяжки как режущего инструмента и определяется двумя условиями:

- 1) прочностью протяжки в ее самых слабых местах – хвостовике и во впадине перед первым зубом;
- 2) возможностью размещения всей снимаемой зубом стружки в стружечной канавке этого зуба.

Стружка, срезаемая зубом протяжки, должна свободно разместиться в стружечной канавке. Если это не произойдет, то стружка заклинит в канавке, стружкообразование прекратится, что может привести к поломке зуба или всей протяжки. При нормальном протекании процесса резания стружечный валик в поперечном сечении имеет вид витков стружки, свернутых в спираль, которая напоминает спираль Архимеда. Эта стружка может разместиться в активной части стружечной канавки, очерченной кругом радиуса $R = h/2$ (рис. 1.51).

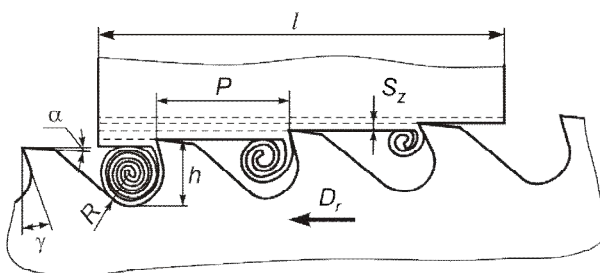


Рисунок 1.51 – Схема размещения стружки в стружечной канавке протяжки

Отношение активной площади стружечной канавки $F_a = \pi h^2 / 4$ к площади поперечного сечения снятой стружки $F_{стр} = S_z l$ называется коэффициентом заполнения канавки $K_{зап}$. Этот коэффициент учитывает неплотности в упаковке стружки через зубчики на ее

свободной стороне. В зависимости от обрабатываемого материала рекомендованные значения $K_{\text{зап}}$ находятся в интервале от 2 до 4 (табл. 1.1). После подстановки приведенных формул расчетное условие принимает вид:

$$\frac{\pi h^2}{4S_z l} = K_{\text{зап}}. \quad (1.36)$$

Из последнего выражения находят максимально возможную величину подъема на зуб, который обеспечивает свободное размещение стружки:

$$S_z = \frac{\pi h^2}{4lK_{\text{зап}}}.$$

Статический передний угол протяжки, равно как и других инструментов, определяется прочностью и твердостью материала обрабатываемой заготовки, уменьшаясь при их увеличении. Его величина находится в пределах $5...25^\circ$. Особенностью внутренних протяжек является очень малая величина статического заднего угла, равная $3...4^\circ$. Последнее связано с желанием максимально сохранить размеры зубьев протяжки при переточках и уменьшить неизбежное изменение подъема зубьев. Для внешних протяжек, которые имеют элементы регулирования высоты зубьев, это ограничение на задний угол отсутствует.

Таблица 1.1 – Коэффициенты заполнения стружечной канавки для разных материалов

Материал	$K_{\text{зап}}$
Сталь $R_m < 400$, МПа	4
Сталь $R_m = 400...700$, МПа	3,5
Сталь $R_m > 700$, МПа	3
Чугун	2...2,5

Для большей плавности врезания зубьев их наклоняют относительно направления главного движения, создавая таким образом статический угол λ (рис. 1.52).

Шаг и размеры калибрующих зубьев обычно делают такими же, как и режущих. Калибрующие зубья отличаются только тем, что имеют на задней поверхности зачистную фаску размером $f = 0,2...0,3$ мм (см. рис. 1.50), где статический задний угол равняется нулю. Это позволяет дольше сохранять размеры калибрующих зубьев при переточках.

Для того чтобы стружка скручивалась в стружечный валик, затем легче удалялась, на режущих зубьях протяжек, предназначенных для обработки пластичных материалов, делают стружкоделительные канавки (рис. 1.53). Благодаря таким канавкам стружечный валик делится на несколько частей шириной $8...10$ мм, и в конце рабочего хода протяжки стружечные канавки легко очищаются от стружки.

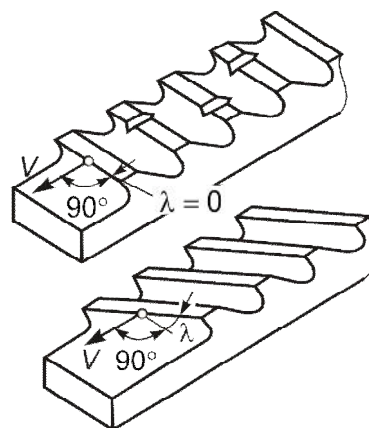


Рисунок 1.52 – Расположение зубьев протяжки относительно скорости главного движения

Стружкоделительные канавки имеют треугольную форму с углом $60...90^\circ$ и шириной $1...1,5$ мм. При этом на каждой части разделенного режущего лезвия 1 образуются вспомогательные режущие кромки 2 (см. рис. 1.53). На соседних зубьях стружкоделительные канавки смещают по окружности в шахматном порядке. При обработке хрупких материалов благодаря образованию элементной или стружки надлома в стружкоделительных канавках нет необходимости.

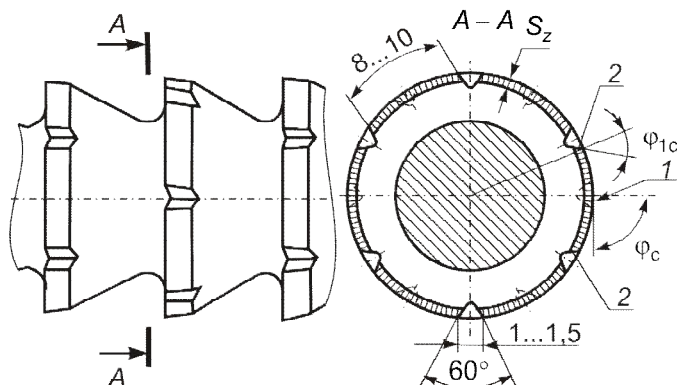


Рисунок 1.53 – Стружкоделительные канавки на режущих зубьях протяжки

Принципиальная кинематическая схема протягивания основывается на единственном прямолинейном движении, осуществляемом протяжкой или заготовкой. Это движение является главным движением резания, а скорость его определяет скорость резания. Движение подачи заложено в конструкции протяжки в виде подъема на зуб. Врезаясь, каждый зуб (см. рис. 1.50 и 1.54) как бы поднимается, осуществляя движение подачи. Поскольку это движение происходит без участия механизма подачи станка, такая подача называется конструктивной или скрытой, а подача на зуб протяжки численно равняется подъему режущих зубьев.

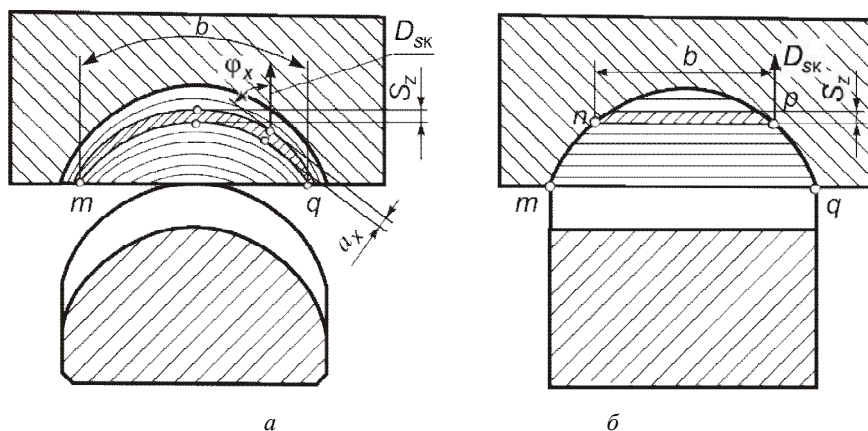


Рисунок 1.54 – Профильная и генераторная схемы резания при протягивании

Размеры слоя материала, срезаемого зубом протяжки, определяются формой и размерами обрабатываемого контура, подъемом на зуб протяжки и схемой резания. Под схемой

резания понимают последовательность срезания режущими зубьями протяжки припуска, предусмотренного под протягивание.

Схемы резания, применяемые при протягивании, можно классифицировать по двум признакам:

- 1) по способу профилирования протягиваемого контура;
- 2) по схеме срезания слоя каждым режущим зубом протяжки.

По первому признаку схемы резания разделяются на профильную и генераторную, а по второму – на схемы одинарного и группового резания.

Принципиальные отличия профильной и генераторной схем резания показаны на примере протягивания вогнутого дугового незамкнутого контура (см. рис. 1.54).

Профильная схема резания (см. рис. 1.54 *а*) характерна тем, что контур режущей кромки, которая очерчивает каждый зуб протяжки, по форме является копией обрабатываемого профиля. Окончательный контур детали формируется последней главной режущей кромкой.

На рисунке в разрезе изображен первый режущий зуб протяжки и лезвия других режущих зубьев, отличающихся один от другого по высоте на величину, равную подъему на зуб S_z .

Слой материала, срезаемый некоторым зубом протяжки (заштрихованный), имеет дуговую форму mq с шириной срезаемого слоя b , равной рабочей длине кромки, и толщиной в каждой точке профиля, определяемой по формуле:

$$a_x = S_z \sin \varphi_x,$$

где φ_x – статический угол в плане в произвольной точке режущей кромки зуба протяжки.

При протягивании по генераторной схеме (см. рис. 1.54 *б*) каждый режущий зуб протяжки имеет три кромки: прямолинейную главную np и две вспомогательных mn и pq , очерченных по форме обрабатываемого профиля. Форма главной режущей кромки для простоты изготовления протяжки, как правило, очерчивается прямой линией или дугой окружности. Слой материала, срезаемый любым режущим зубом, при прямолинейной форме главного лезвия является собой полосу шириной b , равную рабочей длине главного лезвия, и постоянной толщины S_z , равной подъему на зуб протяжки. Контур детали в этом случае формируется не последним режущим зубом протяжки, а вспомогательными кромками всех ее режущих зубьев, т.е. *генерируется* частями. Протяжки, спроектированные по профильной схеме резания, называют профильными, а по генераторной схеме – генераторными.

Каждая из рассмотренных схем имеет как свои преимущества, так и недостатки. Профильные протяжки (в отличие от генераторных) более сложны в изготовлении, потому что для заточки задних углов у фасонного главного лезвия нужно иметь копировальное устройство. Однако профильные протяжки обеспечивают более высокую точность и качество поверхности, обработанной одним последним лезвием, которое имеет во всех его точках необходимый задний угол.

При резании же генераторными протяжками вспомогательные кромки работают без задних углов, что увеличивает трение между протяжкой и деталью и приводит к образованию заусенцев на обработанной поверхности. Кроме того, на обработанной поверхности появляются царапины как результат пересечения главной кромки со вспомогательными.

Протяжки, спроектированные по *одинарной схеме* резания, срезают стружку по всей длине профиля детали. По этому признаку изображенные на рис. 1.54 профильная и генераторная схемы являются схемами одинарного резания. Длина такого контура (a , значит, силы резания) может быть значительной, что вынуждает уменьшать подъем на зуб, а соответственно – увеличивать число режущих зубьев и длину протяжки.

У протяжек, спроектированных по схеме *группового резания* (протяжки переменного резания), стружка толщиной S_z срезается не одним зубом, а группой зубьев, каждый из которых имеет одинаковую высоту, но срезает только часть слоя по ширине. Рассмотрим характерные черты схемы группового резания на примере протягивания плоскости шириной b (рис. 1.55).

Плоская протяжка в этом случае разделена на секции (группы), которые состоят из двух зубьев без подъема одного относительно другого. Рабочая длина лезвия каждого зуба секции, который срезает стружку, равняется $1/2$ ширины контура детали. В результате такого деления кромки припуск, оставленный под протягивание, срезается попеременно: первый зуб секции срезает половину припуска двумя канавками, второй зуб – вторую половину. Следующая секция из двух зубьев имеет подъем относительно предыдущей и срезание припуска происходит в том же порядке.

Через особенность влияния толщины и ширины срезаемого слоя на силу протягивания, которое будет рассмотрено в следующих разделах, для групповой схемы удастся значительно увеличить подъем на группу зубьев и тем самым уменьшить общее количество зубьев протяжки или, при одинаковом числе режущих зубьев, обеспечить меньшую величину тягового усилия по сравнению с протяжками одинарной схемы резания.

На рис. 1.56 показана часть круглой протяжки группового резания. Секции (группы) протяжки состоят из двух зубьев одинакового диаметра. Кромка первого (прорезного) зуба дуговыми выкружками разделена на восемь равных частей, в результате чего лезвие этого зуба срезает слой материала с суммарной шириной, равной половине длины окружности профиля (площадь слоя, срезаемого первым зубом, заштрихована). Второй зуб (зачистной) выкружек не имеет, и его лезвие срезает ту часть слоя, которую не срезал первый зуб (площадь слоя, срезаемого вторым зубом, не заштрихована).

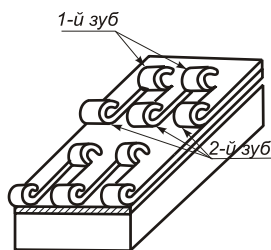


Рисунок 1.55 – Групповая схема резания при протягивании

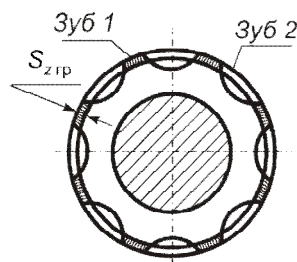
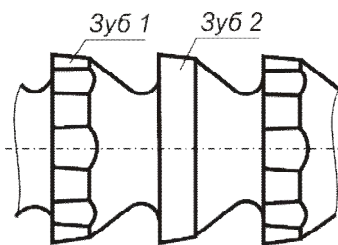


Рисунок 1.56 – Режущие зубья круглой групповой протяжки

Схему группового резания целесообразно также применять при протягивании деталей с неснятой литейной или штамповочной коркой. Для уменьшения числа режущих зубьев, которые срезают упрочненный и засоренный металл корки, необходимо, чтобы они имели

как можно больший подъем, свойственный схеме группового резания. Однако стойкость протяжек, спроектированных по схеме группового резания, меньше, чем протяжек одинарного резания.

Рассмотренные по классификационным признакам схемы резания протяжек не исключают одна другую. Профильные и генераторные протяжки могут быть протяжками как одинарного, так и группового резания.

1.7. Элементы конструкции, кинематика процесса, геометрические параметры режущей части метчика и сечения срезаемого слоя при нарезании резьбы

Метчик представляет собой винт, на котором образованы стружечные канавки и режущие кромки (рис. 1.57). Применяется для нарезания внутренней резьбы. В зависимости от типа привода вращения метчики бывают ручные и машинные.

Принципиальная кинематическая схема при работе метчиком та же, что при точении и сверлении. Метчики, как и круглые плашки, резьбонарезные головки крепятся в специальных плавающих патронах, которые передают инструменту только вращательное движение и крутящий момент, необходимый для преодоления сил резания. Жесткого осевого и радиального базирования инструментов такие патроны не обеспечивают.

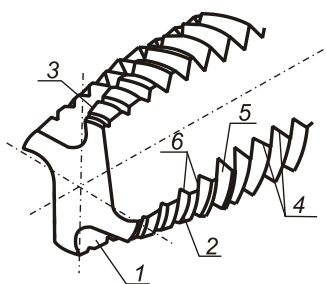


Рисунок 1.57 – Поверхности и лезвия рабочей части метчика

В течение двух-трех первых оборотов резьбонарезные инструменты поджимаются к заготовке в осевом направлении. За это время режущие зубья первых витков резьбы метчика нарезают на поверхности заготовки два-три витка резьбы неполного профиля. Боковые поверхности режущих зубьев, контактируя с боковыми сторонами резьбы, которая нарезается, образуют кинематическую пару типа винт–гайка.

Эта пара обеспечивает дополнительное взаимное осевое перемещение (затягивание) инструмента или заготовки. *Главным движением резания для метчика является винтовое движение режущих кромок инструмента относительно заготовки, которое состоит из вращения и согласованного с ним перемещения вдоль оси инструмента.* Согласование заключается в том, что за время одного оборота метчика он перемещается вдоль оси на расстояние, равное шагу (ходу) резьбы. Таким образом, перемещение метчика вдоль оси нельзя отождествлять с движением подачи сверла при сверлении, хотя внешне эти движения похожи друг на друга.

Через малость составляющей скорости продольного перемещения скорость резания при нарезании резьбы метчиком можно определять по формуле (1.14).

Кроме уже отмеченных движений необходимо еще одно – для последовательного вырезания резьбового профиля режущими кромками метчика. Для этого режущую часть метчика по внешнему диаметру резьбы делают конической (рис. 1.58). Поэтому высота режущих кромок, начиная от его торца, увеличивается.

Пусть от начала нарезания резьбы метчик сделает один оборот. За это время он переместится вдоль оси отверстия на расстояние, равное шагу резьбы P , и его торец попадет в точку 1 (см. рис. 1.58). В результате этого в первом резьбовом профиле кромкой №1 будет вырезан слой материала с площадью сечения в виде треугольника. После второго оборота

метчика его торец переместится в точку 2. В первом резьбовом профиле кромкой №2 будет вырезан слой с сечением в виде наклонной трапеции, а во втором – кромкой №1 в виде треугольника. После третьего оборота торец метчика переместится в точку 3. В первом и втором резьбовых профилях кромками №3 и №2 будут вырезаны слои с сечениями в виде трапеций, а в третьем – кромкой №1 – в виде треугольника. После четвертого оборота вся режущая часть метчика войдет в отверстие и его торец очутится в точке 4. В первом резьбовом профиле кромкой №4 будет вырезан слой материала с площадью сечения в виде треугольника и его обработка будет закончена. Во втором и третьем резьбовых профилях кромками №3 и №2 будут вырезаны слои с сечениями в виде трапеций, а четвертый резьбовой профиль только начнет вырезаться кромкой №1. После следующего оборота метчика закончится обработка второго резьбового профиля, дальше – третьего, и так до тех пор, пока не будет нарезан резьбовой профиль по всей длине отверстия.

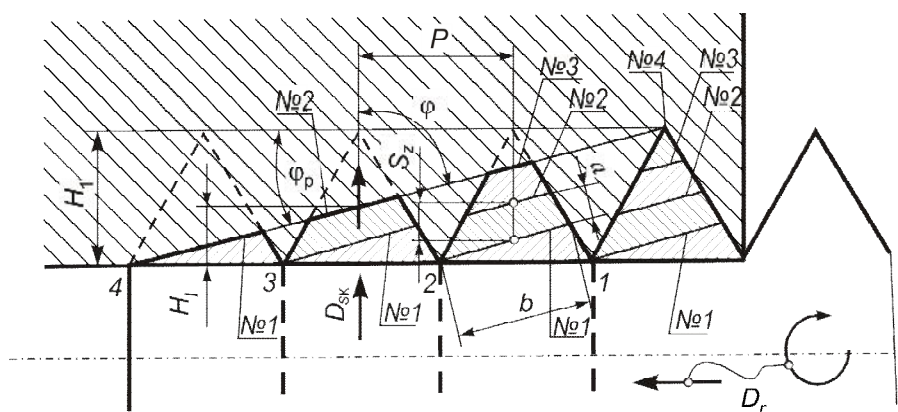


Рисунок 1.58 – Схема вырезания профиля при нарезании резьбы метчиком

Из рассмотренной схемы видно, что вырезание резьбового профиля осуществляется за счет перемещения режущих кромок метчика в направлении, перпендикулярном к его оси. Отмеченное перемещение стало возможным потому, что кромки метчика на его зубьях расположены на образующей конуса режущей части, наклоненной под углом φ_p , а сам метчик осуществляет в процессе резания винтовое движение. Таким образом, врезание главных лезвий метчика в резьбовой профиль осуществляется не механизмом станка, как при нарезании резьбы резцом, а с помощью конструкции режущей части метчика. Такое перемещение кромок называют **конструктивной подачей**. По этой схеме резьбовой профиль создается (генерируется) частями, каждой кромкой. Поэтому схема профилирования является **генераторной**.

Рабочая часть метчика (см. рис. 1.57 и 1.59) состоит из двух частей: режущей (заборной) и калибрующей. Режущая часть предназначена для вырезания резьбового профиля. Калибрующая часть калибрует резьбу, нарезанную режущей частью, а кроме того центрирует метчик в отверстии.

Важнейшими элементами режущей части метчика, определяющими условия его работы, являются длина l_p режущей части и угол φ_p , названный углом наклона режущей части (рис. 1.59 а, в). Длину режущей части, измеряемую числом шагов резьбы P , выбирают в зависимости от типа метчика и количества метчиков в комплекте. У машинных метчиков, кото-

рые нарезают резьбу в сквозных отверстиях, $l_p = (5...6)P$, а в глухих $l_p = (1,5...2)P$. У гаечных метчиков $l_p = (10...12)P$. У ручных метчиков, которые работают в комплекте из 2 штук (черновой и чистовой), у первого метчика – $l_p = 6P$, у второго – $l_p = 2P$.

Зная длину режущей части, можно определить угол ее наклона φ_p по формуле:

$$\varphi_p = \arctg \frac{(d_0 - d_T)}{2l_p},$$

где, $d_T = d_1 - (0,1...0,3)$, мм, – диаметр режущей части на торце метчика.

Калибрующая часть метчика длиной $l_k = (6...12)P$ имеет витки с полным по высоте резьбовым профилем. Для уменьшения трения между метчиком и стенками резьбового отверстия и уменьшения разбивания резьбы калибрующую часть по трем диаметрам (внешнему, внутреннему и среднему) выполняют конической, в результате чего образуется угол обратного конуса φ_0 (см. рис. 1.59 а). Уменьшение диаметров резьбы до конца калибрующей части на 100 мм длины составляет: у метчиков с нешлифованным профилем резьбы 0,08...0,12 мм и у метчиков со шлифованным профилем 0,05...0,1 мм.

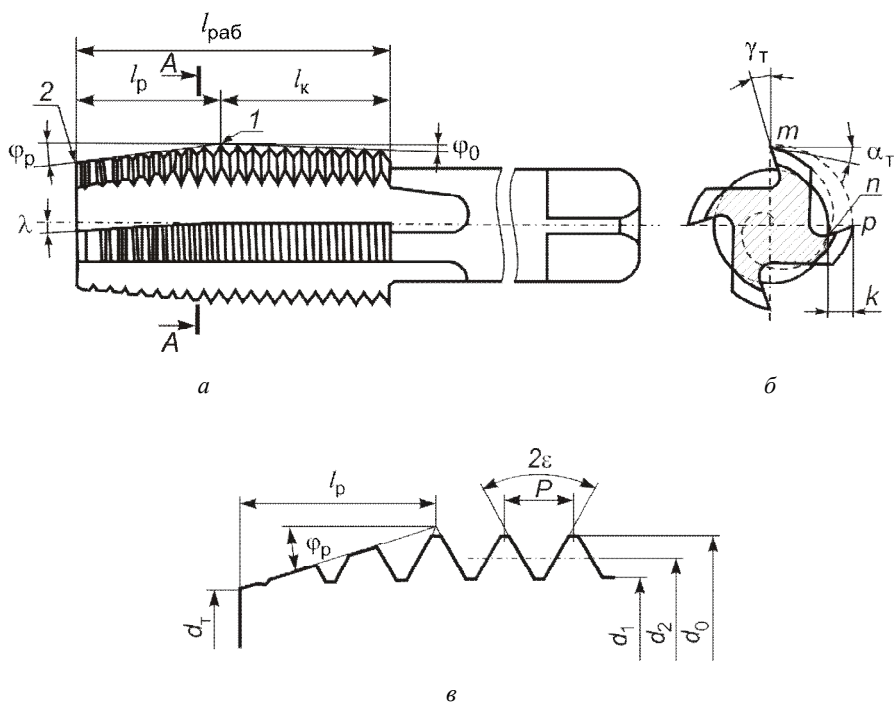


Рисунок 1.59 – Геометрические параметры метчика

Число зубьев метчика небольшое, потому что при большом количестве зубьев трудно обеспечить достаточную прочность зуба метчика и вместительную стружечную канавку, где

должна размещаться стружка в процессе резания. Метчики диаметром $d_0 = 2 \dots 36$ мм имеют число зубьев $z = 3 \dots 4$, а у метчиков диаметром $d_0 = 39 \dots 52$ мм – $z = 4 \dots 6$.

Передняя поверхность 1 зуба метчика (см. рис. 1.57) чаще всего выполняется плоской, плавно соединяющейся с криволинейным дном канавки и спинкой зуба. Линии, которые образуют главную заднюю поверхность 2 зуба в торцевой плоскости, представляют семейство спиралей Архимеда. Пересечение передней 1, главной задней 2 и резбового профиля 5 образует на каждом зубе метчика режущие лезвия (зубчики), которые имеют на режущей части неполный резбовой профиль, а на калибрующей – полный.

Главными режущими кромками, которые срезают стружку, являются линии 3 (см. рис. 1.57), наклоненные к оси метчика под углом φ_p . Винтовые поверхности резьбы, которые прилегают к ним, образуют собой вспомогательные задние поверхности 5 и вспомогательные режущие кромки 6. Кромки 4 на калибрующей части стружки не срезают, а только калибруют резбовой профиль.

Как и у всех рассмотренных осевых инструментов, инструментальные и статические углы режущей части метчика совпадают между собой. Из технологических соображений изготовления метчика его передний и задний углы измеряются в торцевой плоскости, перпендикулярной к оси метчика. Торцевые передние углы γ_T метчика на режущей и калибрующей частях приблизительно одинаковы, а их величина в зависимости от вида, твердости и прочности материала обрабатываемой заготовки рекомендуется в пределах $5 \dots 25^\circ$.

Задний угол на режущей части α_T образуется в результате того, что спираль Архимеда mn (см. рис. 1.59 б) отклоняется от дуги окружности mr . Это есть угол между касательными к окружности и спирали Архимеда. Уменьшения текущего радиуса спирали Архимеда при повороте его на угловой шаг между двумя соседними зубьями называют **падением затылка**. Из криволинейного прямоугольного треугольника mnp , в котором спираль Архимеда mn является гипотенузой, можно найти связь между падением затылка k и задним углом α_T :

$$k = \frac{\pi d_0}{z} \operatorname{tg} \alpha_T. \quad (1.37)$$

На чертежах метчиков задний угол не проставляют. Задавшись его величиной в пределах $8 \dots 12^\circ$, рассчитывают величину падения затылка и округляют ее до 0,5 мм в большую сторону. Эту округленную величину затылования проставляют на чертеже; по ней осуществляют настройку затыловочного станка.

Калибрующую часть у метчиков с нешлифованным профилем не затылуют, поэтому задний угол на ней равняется нулю. У метчиков со шлифованным профилем для уменьшения трения затылуют и калибрующую часть с величиной $k = (0,004 \dots 0,006) \pi d_0 / z$, мм, оставляя незатылованной треть задней поверхности около режущей кромки. Последнее необходимо для того, чтобы при переточках метчика его внешний диаметр уменьшался как можно меньше.

Угол наклона главной режущей кромки λ (см. рис. 1.59 а) измеряется между этой кромкой и основной плоскостью (осью метчика). Его количественное значение и знак определяются соотношением угла подъема резьбы и углом наклона стружечной канавки. Если λ положительный (винтовая канавка с левым наклоном (рис. 1.60 а) или подточенная режущая часть из $\lambda = 5 \dots 6^\circ$ (рис. 1.60 в)), срезаемая стружка отклоняется в направлении осевого пере-

мещения инструмента, опережая его. Отвод стружки в этом случае не затрудняет процесс резания. Для отрицательного угла наклона главной режущей кромки (винтовая канавка с правым наклоном (рис. 1.60 б) срезанная стружка отклоняется в сторону, противоположную осевому перемещению инструмента. Стружка в этом случае направляется в канавки или отверстия между режущими гребенчатыми профилями и ее отвод достаточно затрудненный. Поэтому возможно пакетирование стружки в канавках метчиков, что иногда приводит к поломке инструмента или повреждению нарезанной на заготовке резьбы.

Величину перемещения режущей кромки в направлении, перпендикулярном к оси метчика, называют подачей на зуб. Угол между главной режущей кромкой и направлением движения конструктивной подачи является статическим главным углом в плане метчика φ и равняется $\varphi = 90^\circ - \varphi_p$ (см. рис. 1.58).

Подачу на зуб легко определить, зная глубину профиля резьбы H_1 и число главных режущих кромок метчика на его режущей части z_{\max} . Из рис. 1.58 видно, что $S_z = H_1 / z_{\max}$. Число главных кромок метчика равняется произведению числа и витков резьбы, размещенных на длине режущей части метчика, и числа z его зубьев, то есть $z_{\max} = uz$. Число витков u можно найти, разделив длину режущей части на шаг резьбы. Тогда получим:

$$z_{\max} = l_p z / P.$$

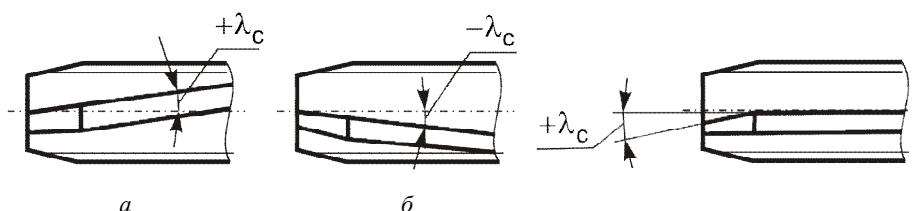


Рисунок 1.60 – Влияние направления стружечной канавки метчика на угол λ_c

Подставляя в исходную формулу, будем иметь:

$$S_z = H_1 P / l_p z,$$

но

$$\frac{H_1}{l_p} = \operatorname{tg} \varphi,$$

поэтому

$$S_z = \frac{P}{z} \operatorname{tg} \varphi.$$

Если не принимать во внимание начало и конец образования резьбового профиля, главные режущие кромки метчика срезают слои материала, площади сечения которых представляют собой наклонные трапеции. Толщина срезаемого слоя a определяется по известной формуле $a = S_z \sin \varphi$. Подставив значение S_z и φ , получим:

$$a = \frac{P}{z} \sin \varphi_p. \quad (1.38)$$

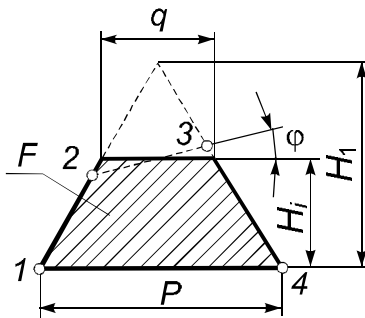
Ширина срезаемого слоя b , равная основанию трапеции, в ходе врезания главных лезвий метчика в резьбовой профиль постоянно уменьшается, что приводит к уменьшению мгновенной площади сечения срезаемого слоя.

Если в формулу (1.38) подставить максимально допустимую толщину срезаемого слоя a_{\max} , то можно определить соответствующую ей максимальную величину угла наклона режущей части:

$$\varphi_{p_{\max}} = \arcsin \left(\frac{a_{\max}}{P} z \right).$$

Максимальные толщины срезаемого слоя, допускаемые стойкостью и прочностью лезвий метчиков, зависят от механических свойств обрабатываемого материала. Они тем меньше, чем более пластичный металл. При обработке стали $a_{\max} = 0,03 \dots 0,05$ мм, а при обработке чугуна $a_{\max} = 0,04 \dots 0,07$ мм. Срезание припуска слоями $a_{\max} > 0,15$ мм обычно ведет к ухудшению качества нарезанной резьбы.

Общая нагрузка на метчик определяется суммарной площадью сечения слоя, срезаемого всеми главными лезвиями, которые находятся в работе [2]. При глубине врезания лезвия в резьбовой профиль H_i (рис. 1.61) суммарная площадь F сечения срезаемого слоя ограничена фигурой 1-2-3-4. Заменим ее приблизительно равной по площади трапецией с основаниями q и P и высотой H_i .



Определим площадь отмеченной трапеции:

$$F = \frac{q + P}{2} H_i.$$

Выразив q через шаг резьбы P и глубину врезания H_i и выполнив преобразования, получим:

$$F = \frac{PH_1}{2} \left[1 - \left(1 - \frac{H_i}{H_1} \right)^2 \right].$$

Рисунок 1.61 – Суммарная площадь сечения срезаемого слоя при нарезании резьбы метчиком

Но площадь треугольника $PH_1/2$ является максимальной суммарной площадью F_{\max} сечения срезаемого слоя, когда вся режущая часть метчика вошла в отверстие, т.е.:

$$F = F_{\max} \left[1 - \left(1 - \frac{H_i}{H_1} \right)^2 \right].$$

Из рис. 1.58 имеем: $H_1 = l_p \operatorname{tg} \varphi_p$ и $H_i = l_x \operatorname{tg} \varphi_p$, где l_x – длина режущей части, что вошла в отверстие. С учетом последнего получим:

$$F = F_{\max} \left[1 - \left(1 - \frac{l_x}{l_p} \right)^2 \right]. \quad (1.39)$$

Как видно из формулы (1.39), увеличение суммарной площади сечения срезаемого слоя в ходе врезания режущей части метчика в отверстие подчиняется закону квадратной параболы. При $l_x = 0 \dots F = 0$; при $l_x = l_p \dots F = F_{\max} = \frac{PH_1}{2}$.

Вопросы для самопроверки

1. Какая из данных скоростей V , V_e и V_s имеет наибольшее значение?
2. В какой плоскости расположены векторы скоростей главного движения резания V и движения подачи V_s ?
3. В какой системе координат необходимо учитывать угол скорости резания η ?
4. Какая координатная плоскость расположена перпендикулярно направлению скорости главного (или результирующего) движения резания?
5. Перпендикулярно какой линии проводится главная секущая плоскость?
6. Как определить на резце, какая режущая кромка является главной, а какая – вспомогательной?
7. Чему равняется сумма всех углов резца, измеряемых в основной плоскости?
8. Какие углы резца не могут иметь нулевого значения: α , γ , ϕ , β , λ или ϵ ?
9. Напишите условие соотношения между углами α и γ , при котором угол заострения β будет больше 90° .
10. Если стружка должна сходиться в направлении задней бабки токарного станка, то какой знак (положительный или отрицательный) должен иметь угол наклона главной режущей кромки λ ?
11. Может ли угол наклона главной режущей кромки λ быть равным нулю при косоугольном резании?
12. Диаметр какой поверхности – обработанной, резания или обрабатываемой – принимают для расчета скорости резания при растачивания?
13. При изменении главного угла в плане ϕ будут ли изменяться толщина, ширина и площадь сечения срезаемого слоя?
14. Какая площадь сечения срезаемого слоя больше: номинальная или действительная?
15. Какие функции выполняют режущая и калибрующая части сверла?
16. Назовите и укажите основные поверхности и режущие кромки сверла.
17. Назовите основные признаки цилиндрического и торцевого, попутного и встречного фрезерования. Какие виды торцевого фрезерования бывают?
18. Равномерная ли нагрузка на зуб фрезы в ходе одного цикла резания?
19. Что является подачей при протягивании?
20. Назовите основные схемы протягивания и укажите их характеристики.
21. Почему для внутренних протяжек задний угол назначается малым?

22. Какое назначение стружкоделительных канавок у протяжек? Нужны ли они при обработке чугунов?
23. Что является движением резания и подачей при работе метчика?
24. Для чего режущая часть метчика изготавливается конической?
25. Изменением какого угла можно регулировать направление схода стружки при резьбонарезании?
26. Каким образом образуется задний угол на режущей части метчика?

Список литературы к разделу 1

1. Грановский Г.И. Кинематика резания / Г.И. Грановский. – М. : Машгиз, 1948. – 199 с.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
3. Петрухин С.С. Применение метода ортогонального проектирования для определения профиля детали при обработке дисковым инструментом / С.С. Петрухин, Н.П. Мазур // Исследования в области инструментального производства и обработки металлов резанием. – Тула : ТПИ, 1980. – С. 5–10.
4. Металлорежущие инструменты : учебник для вузов / [Сахаров Г.Н., Арбузов О.Б., Боровой Ю.Л. и др.]. – М. : Машиностроение, 1989. – 328 с.
5. ГОСТ 25761-83. Виды обработки резанием. Термины, и определения общих понятий. – М. : Госстандарт СССР, 1983. – 41 с.
6. Інструменти різальні. Терміни та визначення: ДСТУ 2233-93. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 20 с.
7. Оброблення різанням. Терміни, визначення та позначення: ДСТУ 2249-93. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 35 с.
8. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
9. Ларин М.Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов / М.Н. Ларин. – М. : Оборонгиз, 1953. – 146 с.
10. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Минск : Выш. шк., 1990. – 512 с.
11. Залога В.О. Конспект лекцій з курсу «Теорія різання» на тему «Терміни та визначення основних понять» : навч.-метод. посібн. / В.О. Залога. – Суми : СумДУ, 2004. – 35 с.
12. Внуков Ю.Н. Теория резания. Основные понятия, термины и определения : учебн.-метод. пособ. [для самостоятельной работы студентов специальностей: 7.090202 «Технология машиностроения», 7.090203 «Металлорежущие станки и системы»] / Ю.Н. Внуков, Б.Н. Левченко. – Запорожье : ЗНТУ, 2004. – 21 с.
13. Oxley P. Development and application of a predictive machining theory // Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating, Atlanta, USA. – 1998. – Vol. 47/1. – P. – 11/KP–11/KP–19.
14. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.

Раздел 2

ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ

2.1. Требования, предъявляемые к инструментальным материалам

Лезвие инструмента поддается интенсивному воздействию значительных силовых нагрузок и температур, а также химическому взаимодействию с обрабатываемым материалом. С учетом необходимости сопротивления контактных участков режущего инструмента изнашиванию, микро- и макроразрушению к свойствам инструментальных материалов предъявляется ряд специальных требований. Основные из них следующие.

1. **Высокая твердость.** Твердость инструментального материала должна быть выше твердости обрабатываемого в 1,4–1,7 раза для внедрения лезвия в заготовку.

2. **Высокая прочность.** Если высокая твердость не обеспечивается необходимой прочностью, обрабатываемый материал становится хрупким, и это приводит к выкрашиванию режущих кромок инструмента или его поломке. Кроме того, инструментальный материал должен иметь достаточный уровень ударной вязкости и сопротивляться появлению трещин (т.е. иметь высокую трещиностойкость).

3. **Высокая теплостойкость**, т.е. способность материала сохранять высокую твердость и прочность при температурах резания. Для быстрорежущих сталей теплостойкость еще называют красностойкостью (т.е. сохранение твердости при нагревании до температур начала свечения стали). Повышение теплостойкости инструментального материала позволяет ему работать с большими скоростями резания (табл. 2.1).

Таблица 2.1 – Связь между теплостойкостью и допустимой скоростью резания для различных инструментальных материалов

Материал	Критическая температура теплостойкости, °С	Допустимая скорость при резании стали 45, м/мин
Углеродистая инструментальная сталь	200–250	10–15
Легированная инструментальная сталь	350–510	15–30
Быстрорежущая сталь	600–650	40–60
Твердые сплавы:		
группа ВК,	900–930	120–200
группа ТК и ТТК,	1000–1030	150–250
титановые (безвольфрамовые),	800–830	100–300
с покрытием	1000–1100	200–300
Режущая керамика	1200–1230	400–600

4. **Высокая износостойкость** при повышенной температуре, т.е. хорошая сопротивляемость истиранию обрабатываемым материалом.

5. **Низкая физико-химическая активность инструментального материала по отношению к обрабатываемому.**

6. **Высокая технологичность** – свойство, которое обеспечивает оптимальные условия изготовления инструментов. Например, для инструментальных сталей такими условиями

являются: хорошая обрабатываемость резанием и давлением; благоприятные особенности термической обработки (малая чувствительность к перегреву и обезуглероживанию, хорошие закаливаемость и прокаливаемость, минимальные деформации и образование трещин при закалке и т.п.); хорошая шлифуемость после термической обработки.

7. Инструментальный материал должен быть **экономичным**, т.е. стоимость инструмента, из него изготовленного, которая приходится на единицу продукции, должна быть минимальной.

В промышленности для лезвийных инструментов используются 5 групп инструментальных материалов, показанных на рис. 2.1: инструментальные стали (углеродистые, легированные и быстрорежущие), металлокерамические твердые сплавы, режущая (минеральная) керамика (или минералокерамические сплавы) и сверхтвердые материалы (СТМ). Порой в отдельную группу выделяют материалы для абразивных инструментов – абразивные материалы, куда входят как некоторые отмеченные выше, так и специально созданные для абразивной обработки (см. разд. 12. Процессы абразивной обработки).

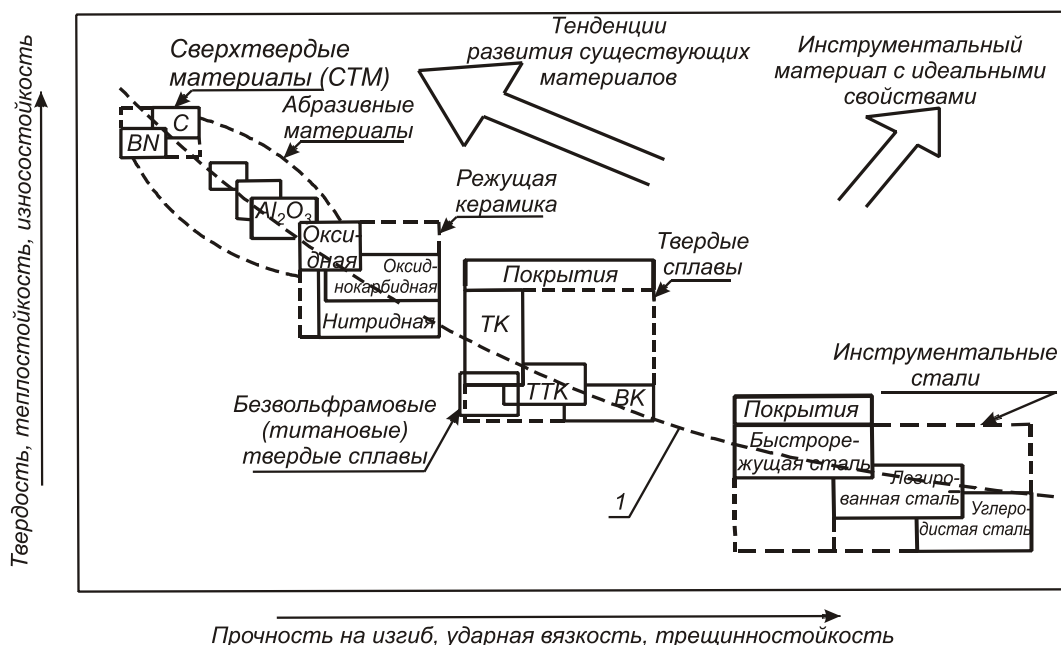


Рисунок 2.1 – Схема относительного размещения инструментальных материалов по их свойствам:

1 – принципиальная взаимозависимость основных свойств инструментальных материалов (твердость–прочность)

Из рис. 2.1 видно, что твердость и прочность инструментальных материалов – это свойства-антагонисты, т.е. чем выше твердость материала, тем ниже его прочность. Поэтому набор этих основных свойств и определяет область и условия рационального использования инструментального материала для режущего инструмента. Например, инструмент из очень твердых, но хрупких СТМ на основе алмаза и кубического нитрида бора или из режущей ке-

рамики (РК) используют для обработки изделий на высоких и сверхвысоких скоростях резания, но при достаточно ограниченных сечениях срезаемого слоя.

При обработке с малыми и средними скоростями резания в сочетании со средними и большими сечениями срезаемого слоя большие преимущества имеют инструменты из быстрорежущей стали.

Самая распространенная из этих групп – быстрорежущая сталь, из которой изготавливается около 60 % инструментов, из металлокерамических твердых сплавов – около 30%, а из других групп материалов – около 10% лезвийного инструмента.

Показанные на рис. 2.1 тенденции создания новых инструментальных материалов связаны с ростом твердости, теплостойкости, износостойкости при низких характеристиках прочности, вязкости и трещиностойкости. Эти тенденции противоречат идее создания идеального инструментального материала. Очевидно, что решение этой проблемы заключается в разработке композиционного инструментального материала, у которого высокие значения **твердости, теплостойкости, физико-химической инертности** поверхностных слоев сочетались бы с достаточными значениями **прочности на изгиб, ударной вязкости, предела выносливости**. В мировой практике отмеченные методы совершенствования инструментальных материалов находят все большее применение, особенно при производстве сменных многогранных пластин (СМП) для механического крепления на режущем инструменте.

2.2. Инструментальные стали

Для режущих инструментов в основном применяют быстрорежущие стали, а также в небольших количествах заэвтектоидные углеродистые стали с содержанием углерода 0,7–1,3% и суммарным содержанием легирующих элементов (кремния, ванадия, марганца, хрома и вольфрама) от 1,0 до 3,0%.

2.2.1. Углеродистые и легированные инструментальные стали

Ранее других материалов для изготовления режущих инструментов начали применять **углеродистые инструментальные стали** марок У7, У7А ... У13, У13А. Кроме железа и углерода эти стали содержат 0,2–0,4% марганца. Инструменты из углеродистых сталей имеют достаточную твердость при комнатной температуре, но теплостойкость их невелика, так как при сравнительно невысоких температурах (200–250 °С) твердость этих сталей резко уменьшается.

Легированные инструментальные стали по своему химическому составу отличаются от углеродистых повышенным содержанием кремния, марганца или наличием одного либо нескольких легирующих элементов: хрома, никеля, вольфрама, ванадия, кобальта, молибдена. Для режущих инструментов используются низколегированные стали марок 9ХФ, 11ХФ, 13Х, В2Ф, ХВ4, ХВСГ, ХВГ, 9ХС и др. Эти стали обладают более высокими технологическими свойствами – лучшей закаливаемостью и прокаливаемостью, меньшей склонностью к короблению, но теплостойкость их не превышает 350–400 °С, и поэтому они, как и углеродистые инструментальные стали, используются для изготовления ручных, дереворежущих инструментов (напильников, пил, ножовок) или машинных инструментов, предназначенных

для обработки с низкими скоростями резания (мелкие сверла, метчики, плашки, протяжки, развертки).

Следует отметить, что за последние 15–20 лет существенных изменений в этих сталях не произошло, однако наблюдается стойкая тенденция снижения их доли в общем объеме используемых инструментальных материалов.

2.2.2. Быстрорежущие стали

В настоящее время быстрорежущие стали являются основным инструментальным материалом, несмотря на то, что инструменты из твердого сплава, керамики и СТМ обеспечивают более высокую производительность обработки.

Широкое использование быстрорежущих сталей для изготовления сложнопрофильных инструментов определяется сочетанием высоких значений твердости (до HRC 68) и теплостойкости (550–650 °С) при высоком уровне хрупкой прочности и вязкости, значительно превышающих соответствующие значения для твердых сплавов. Эти стали получили наиболее широкое распространение при изготовлении сложнопрофильных режущих инструментов и в тех случаях, когда применение твердосплавного инструмента ограничивается его малой прочностью. Кроме того, быстрорежущие стали обладают достаточно высокой технологичностью, так как хорошо обрабатываются давлением и резанием в отожженном состоянии.

В обозначении быстрорежущей стали буква Р означает, что сталь быстрорежущая, а следующая за буквой цифра – содержание средней массовой доли вольфрама в процентах. Следующие буквы и цифры характеризуют процентное содержание других легирующих элементов. Современные быстрорежущие стали можно разделить на три группы: **нормальной, повышенной и высокой теплостойкости**.

К сталям **нормальной теплостойкости** относятся вольфрамовая Р18 и ее заменитель с меньшим содержанием дефицитного вольфрама – сталь Р6М5 (табл. 2.2).

Эти стали имеют твердость в закаленном состоянии HRC 63–64, предел прочности на изгиб 2900–3400 МПа, ударную вязкость 2,7–4,8 Дж/м² и теплостойкость 600–620 °С.

Объем производства стали Р6М5 достигает 80% от всего объема выпуска быстрорежущих сталей. Она используется при обработке конструкционных сталей, чугунов, цветных металлов, пластмасс.

Стали повышенной **теплостойкости** характеризуются повышенным содержанием углерода, ванадия, молибдена и кобальта.

Среди **ванадиевых сталей** наибольшее применение получила марка Р6М5Ф3. Однако, наряду с высокой износостойкостью ванадиевые стали обладают плохой шлифуемостью из-за присутствия карбидов ванадия (VC), так как твердость последних не уступает твердости зерен электрокорундового шлифовального круга (Al₂O₃). Обрабатываемость при шлифовании – «шлифуемость» – это важнейшее технологическое свойство, которое определяет не только условия изготовления инструментов, но и их эксплуатацию (переточки). По шлифуемости быстрорежущие стали можно разделить на 4 группы.

Группа 1. Содержание ванадия до 1,4% и относительная шлифуемость 0,9–1,0 (за единицу принята «обрабатываемость при шлифовании» стали Р18, обладающая наилучшей шлифуемостью).

Группа 2. Содержание ванадия 1,7–2,2%, относительная шлифуемость 0,5–0,95, в эту группу, в частности, входят стали Р6М5, Р6М5К5, Р2АМ9К5 и др.

Группа 3. Содержание ванадия 2,3–3,3%, относительная шлифуемость 0,3–0,5 (11P3AM3Ф2, P6M5Ф3, P12Ф3, P9M4K8 и др.)

Группа 4. Содержание ванадия более 4%, относительная шлифуемость 0,2–0,3 (P12Ф4K5 и др.).

Таблица 2.2 – Химический состав быстрорежущих сталей

Марка стали	Массовая доля, %						
	C	Cr	W	V	Co	Mo	N
Стали нормальной теплостойкости							
P18	0,73–0,83	3,8–4,40	17,–18,5	1,0–1,40	н.б. 0,5	н.б. 1,0	–
P6M5	0,82–0,9	3,80–4,4	5,50–6,5	1,70–2,1	н.б. 0,5	4,80–5,3	–
Стали повышенной теплостойкости							
11P3AM3Ф2	1,02–1,12	3,80–4,3	2,50–3,3	2,30–2,7	н.б. 0,5	2,50–3,0	0,05–0,1
P6M5Ф3	0,95–1,05	3,80–4,3	5,70–6,7	2,30–2,7	н.б. 0,5	4,80–5,3	–
P12Ф3	0,95–1,05	3,80–4,3	12,0–13,	2,50–3,0	н.б. 0,5	н.б. 0,5	–
P18K5Ф2	0,85–0,95	3,80–4,4	17,0–18,5	1,80–2,2	4,70–5,2	н.б. 1,0	–
P9K5	0,90–1,0	3,80–4,4	9,0–10,0	2,30–2,7	5,0–6,0	н.б. 1,0	–
P6M5K5	0,94–0,92	3,80–4,3	5,70–6,7	1,70–2,1	4,70–5,2	4,80–5,3	–
P9M4K8	1,0–1,10	3,00–3,6	8,50–9,5	2,30–2,7	7,50–8,5	3,80–4,3	–
P2AM9K5	1,0–1,10	3,80–4,4	1,50–2,0	1,70–2,1	4,70–5,2	8,00–9,0	0,05–1,1
Стали высокой теплостойкости							
B11M7K23	0,10	–	11,00	0,50	23,00	7,00	–
B14M7K25	0,10	–	14,00	0,50	25,00	7,00	–
3B20K20X4Ф	0,25	4,00	20,00	1,00	20,00	–	–

Быстрорежущие стали, полученные методом порошковой металлургии, независимо от содержания ванадия относятся к 1-й и 2-й группам, т.е. обладают хорошей шлифуемостью.

Стали с пониженной шлифуемостью склонны к прижогам (изменению структуры приповерхностных слоев стали после шлифования или заточки), появлению вторичной закалки или зон вторичного отпуска с пониженной твердостью. Следствием прижогов может быть значительное снижение стойкости инструмента.

Однако, проблема «шлифуемости» высокованадиевых быстрорежущих сталей успешно решается, если при заточке и доводке режущих инструментов применяются абразивные круги с зёрнами из СТМ на основе сверхтвёрдого нитрида бора.

Ванадиевые быстрорежущие стали находят применение для инструментов несложных форм при чистовых и получистовых условиях резания для обработки материалов, обладающих повышенными абразивными свойствами.

Среди **кобальтовых сталей** наибольшее применение нашли марки P6M5K5, P9M4K8, P18K5Ф2, P9K5, P2AM9K5 и др. Введение кобальта в состав быстрорежущей стали наиболее значительно повышает ее твердость (до HRC 66–68) и теплостойкость (до 640–650 °С). Кроме того, повышается теплопроводность стали, так как кобальт является единственным леги-

рующим элементом, порождающим такой эффект. Это дает возможность использовать данные стали для обработки труднообрабатываемых жаропрочных и нержавеющих сталей и сплавов, а также конструкционных сталей повышенной прочности. Период стойкости инструментов из таких сталей в 3–5 раз выше, чем из сталей P18, P6M5.

Стали высокой теплостойкости характеризуются пониженным содержанием углерода, но весьма большим количеством легирующих элементов – вольфрама, кобальта и молибдена. Основные марки B11M7K23, B14M7K25, 3B20K20X4Ф имеют твердость HRC 69...70 и теплостойкость 700...720 °С. Наиболее рациональная область их использования – обработка труднообрабатываемых материалов и титановых сплавов. В последнем случае период стойкости инструментов в 60 раз выше, чем из стали P18, и в 8–15 раз выше, чем из твердого сплава.

Значительными недостатками этих сталей является их низкая прочность на изгиб (не выше 2400 МПа) и низкая обрабатываемость резанием в отожженном состоянии при изготовлении инструмента из-за большой твердости (HRC 38–40).

В связи со все более возрастающей дефицитностью вольфрама и молибдена – основных легирующих элементов, используемых при производстве быстрорежущих сталей, все большее применение находят **экономно-легированные стали**. Среди них наибольшее применение получила сталь 11P3AM3Ф2, которая используется при производстве инструмента, так как обладает достаточно высокими показателями по твердости (HRC 63–64), прочности на изгиб ($R_{bm} = 3400$ МПа) и теплостойкости (до 620 °С). Сталь 11P3AM3Ф2 технологична в металлургическом производстве, однако, из-за худшей шлифуемости ее применение ограничено инструментами простой формы, не требующими больших объемов абразивной обработки (пилы по металлу, резцы и т.п.).

Порошковые быстрорежущие стали. Наиболее эффективные возможности повышения качества быстрорежущих сталей, их эксплуатационных свойств и создания новых режущих материалов появились при использовании порошковой металлургии.

Порошковая быстрорежущая сталь характеризуется однородной мелкозернистой структурой, равномерным распределением карбидной фазы, пониженной деформируемостью в процессе термической обработки, хорошей шлифуемостью, более высокими технологическими и механическими свойствами, чем стали аналогичных марок, полученных по традиционной технологии.

Технологическая схема получения порошковых быстрорежущих сталей следующая: газовое распыление в порошок жидкой струи быстрорежущей стали, засыпка порошка в цилиндрический контейнер и дегазация, нагрев и ковка (или прокатка) контейнеров в прутки, окончательная обдирка резцом остатков контейнера с поверхности прутков. Основным преимуществом порошковой технологии является резкое снижение размеров карбидов, образующихся при кристаллизации слитка в изложнице. Это объясняется тем, что порошок стали размером несколько микрон, полученная газовым распылением, является микрослитком, в котором карбиды не могут быть крупнее ее самой.

Основные направления разработки новых составов порошковой быстрорежущей стали сводятся к введению в ее состав до 7% ванадия и значительного, в связи с этим, повышения износостойкости без ухудшения шлифуемости, и к введению углерода с «пересыщением» до 1,7%, позволяющему получить значительное количество карбидов ванадия и высокую вторичную твердость после закалки с отпуском. В обозначении марки стали, полученной методом

порошковой металлургии, добавляют букву П или МП. В Украине выпускают ряд марок таких сталей: Р7М2Ф6-МП, Р6М5Ф3-МП, Р9М2Ф6К5-МП, Р12МФ5-МП и др. (ГОСТ 28369-89).

Технология порошковой металлургии также используется для получения карбидостали, которая по своим свойствам может быть классифицирована как промежуточная между быстрорежущей сталью и твердыми сплавами.

Карбидосталь отличается от обычной быстрорежущей стали высоким содержанием карбидной фазы (в основном карбидов титана), что достигается смешиванием порошка быстрорежущей стали и мелкодисперсных частиц карбида титана. Содержание TiC в карбидостали составляет до 20%. Пластическим деформированием спрессованного порошка получают заготовки простой формы. В отожженном состоянии твердость карбидостали составляет HRC 40–44, а после закалки и отпуска HRC 68–70.

При использовании для режущего инструмента карбидосталь обеспечивает повышение стойкости в 1,5–2 раза по сравнению с аналогичными марками обычной технологии производства. В ряде случаев карбидосталь является полноценным заменителем твердых сплавов, особенно при изготовлении деформирующих инструментов (деформирующие протяжки).

2.3. Твердые сплавы

Твердые сплавы для оснащения режущего инструмента получают методами порошковой металлургии в виде пластин или тел разной формы. Основными компонентами таких сплавов являются карбиды вольфрама (WC), титана (TiC), тантала (TaC) и ниобия (NbC); нитриды и карбонитриды титана (TiN, TiCN), мельчайшие твердые частицы которых соединены с помощью сравнительно мягких и менее тугоплавких связок, в состав которых входят кобальт или никель в смеси с молибденом. Как вредная примесь – может находиться свободный углерод.

Твердые сплавы являются основным современным инструментальным материалом, обеспечивающим высокопродуктивную обработку материалов резанием. Сейчас общее количество твердосплавного инструмента, применяемого в механообрабатывающем производстве, составляет до 30%, причем этими инструментами снимается до 65% стружки, так как скорость резания, применяемая при обработке твердосплавными инструментами, в 2–5 раз выше, чем у быстрорежущих инструментов.

Твердые сплавы по составу можно разделить на четыре группы: **вольфрамо-кобальтовые** (WC–Co), **титано-вольфрамо-кобальтовые** (WC–TiC–Co), **титано-тантало-вольфрамо-кобальтовые** (WC–TiC–TaC–Co), **безвольфрамовые** или **титановые** (на основе TiC, TiCN с различными связками).

Твердые сплавы как инструментальные материалы обладают рядом ценных свойств, основными из которых является высокая твердость (HRA 82–92), сохраняемая до критической температуры теплостойкости 700–1100°C, большое значение модуля упругости (500–700 ГПа) и предела прочности при сжатии (до 6000 МПа). Относительно невысокая прочность на изгиб (1000–2500 МПа) и ударная вязкость не являются лимитирующими, т.к. твердые сплавы способны достаточно эффективно воспринимать нагрузки, возникающие при резании.

2.3.1. Вольфрамо-кобальтовые сплавы (ВК)

Вольфрамо-кобальтовые сплавы (группа ВК) в структуре являют собой свободные зерна карбида вольфрама (WC), которые находятся в связке – твердом растворе вольфрама и углерода в кобальте (Co). Сплавы этой группы различаются содержанием в них кобальта, размерами зерен карбида вольфрама и технологией изготовления. Для оснащения режущего инструмента применяют сплавы с содержанием кобальта 3–10%.

Традиционно в странах бывшего СССР применяется система обозначений марок всех типов сплавов по процентному составу основных компонентов (табл. 2.3).

В условном обозначении однокарбидных сплавов цифра показывает процентное содержание кобальтовой связки. Например, обозначение ВК6 показывает, что твердый сплав имеет 6% кобальта, а остальные 94% – карбиды вольфрама.

Таблица 2.3 – Состав и характеристики основных физико-механических свойств сплавов на основе WC–Co (группа ВК) по ГОСТ 3882–74 (ISO 513–75)

Сплав	Состав сплава, %			Характеристики физико-механических свойств		
	WC	TaC	Co	Предел прочности на изгиб R_{bm} , МПа, не менее	Плотность $\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м ³	HRA, не менее
ВК3	97	–	3	1176	15,0–15,3	89,5
ВК3-М	97	–	3	1186	15,0–15,3	91,0
ВК4	96	–	4	1519	14,9–15,2	89,5
ВК6	94	–	6	1519	14,6–15,0	88,5
ВК6-М	94	–	6	1421	14,8–15,1	90,0
ВК6-ОМ	92	2	6	1274	14,7–15,0	90,5
ВК8	92	–	8	1666	14,4–14,8	87,5
ВК10	90	–	10	1764	14,2–14,6	87,0
ВК10-М	90	–	10	1617	14,3–14,6	88,0
ВК10-ОМ	88	2	10	1470	14,3–14,6	88,5
ВК10-ХОМ	88	2 (CrC)	10	1500–1700	14,3–14,6	89,0

При увеличении в сплавах содержания кобальта предел прочности, ударная вязкость и пластичность возрастают, в то время как твердость и модуль упругости уменьшаются. С ростом содержания кобальта повышаются теплопроводность сплавов и их коэффициент термического расширения.

Из всех существующих твердых сплавов сплавы группы ВК при одинаковом содержании кобальта обладают более высокими ударной вязкостью и пределом прочности на изгиб, а также лучшей тепло- и электропроводностью. Однако стойкость этих сплавов к окислению и коррозии значительно ниже, кроме того, они обладают большей склонностью к схватыванию со стружкой при обработке резанием.

При одинаковом содержании кобальта физико-механические и режущие свойства сплавов в значительной мере определяются средним размером зерен карбида вольфрама (WC). Разработанные технологические приемы позволяют получать твердые сплавы, в которых средний размер зерен карбидной составляющей может изменяться от долей микрометра до 10–15 мкм.

Сплавы с размерами карбидов от 3 до 5 мкм относятся к крупнозернистым и обозначаются буквой В (например, ВК8-В), а с размерами карбидов от 0,5 до 1,5 мкм – буквой М (мелкозернистые – ВК6-М). Когда же 70% зерен имеют размеры менее 1,0 мкм – ОМ (особо мелкозернистые – ВК6-ОМ). Сплавы с меньшим размером карбидной фазы более износостойкие и теплостойкие, а также позволяют затачивать более острое режущее лезвие (с $\rho = 1,0\text{--}2,0$ мкм).

Физико-механические свойства сплавов определяют их режущую способность в различных условиях эксплуатации. Так, сплав ВК3 с минимальным содержанием кобальта как наиболее износостойкий, но наименее прочный рекомендуется для чистовой обработки с максимально допустимой скоростью резания, но с малыми подачей и глубиной резания; а сплавы ВК8, ВК10-М и ВК10-ОМ – для черновой обработки с пониженной скоростью резания и увеличенным сечением срезаемого слоя в условиях ударных нагрузок.

2.3.2. Титано-вольфрамо-кобальтовые сплавы (ТК)

Сплавы группы ТК состоят из трех основных фаз: твердого раствора карбида вольфрама WC в карбиде титана TiC, свободного карбида вольфрама (WC) и связки – кобальта. Предназначены они главным образом для инструментов, обрабатывающих резанием материалы, которые дают сливную стружку (преимущественно – сталей). По сравнению со сплавами группы ВК они имеют большую стойкость против окисления, твердость и жаропрочность, но в то же время меньшую теплопроводность и электропроводность, а также модуль упругости.

Способность сплавов группы ТК больше сопротивляться изнашиванию под воздействием скользящей стружки объясняется также и тем, что температура адгезионного схватывания со сталью у сплавов этого типа выше, чем у сплавов группы ВК, что позволяет применять более высокие скорости резания при обработке стали и существенно повышать стойкость инструмента (отличия в физике изнашивания сплавов группы ТК и ВК рассмотрены в разд. 6).

Так же как у сплавов на основе WC–Co, у сплавов типа ТК предел прочности на изгиб и сжатие и ударная вязкость увеличиваются с ростом содержания кобальта (табл. 2.4).

Таблица 2.4 – Состав и основные физико-механические свойства сплавов на основе WC–TiC–Co (группа ТК) по ГОСТ 3882-74 (ISO 513-75)

Сплав	Состав, %			Предел прочности на изгиб R_{bm} , МПа	Плотность $\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м ³	HRA не менее
	WC	TiC–WC	Co			
T30K4	66	30	4	980	9,5–9,8	92,0
T15K6	79	15	6	1176	11,1–11,6	90,0
T14K8	78	14	8	1274	11,2–11,6	89,5
T5K10	85	6	9	1421	12,4–13,1	88,5
T5K12	83	5	12	1666	13,1–13,5	87,0

Теплопроводность сплавов группы ТК существенно ниже, а коэффициент линейного термического расширения выше, чем у сплавов группы ВК. Соответственно меняются и режущие свойства сплавов: при увеличении содержания кобальта снижается износостойкость при резании, а при увеличении содержания карбида титана снижается прочность. Поэтому

такие сплавы, как Т30К4 и Т15К6, применяют для чистовой и получистовой обработки стали с высокой скоростью резания и малыми нагрузками на инструмент. В то же время сплавы Т5К10 и Т5К12 с наибольшим содержанием кобальта предназначены для работы в тяжелых условиях ударных нагрузок с пониженной скоростью резания.

Путем совершенствования существующих технологий получены высокопрочные сплавы, применяемые для обработки сталей со значительными ударными нагрузками (например, Т4К8-КС для замены стандартного сплава Т5К10) [13].

2.3.3. Титано-тантало-вольфрамо-кобальтовые сплавы (ТТК)

Промышленные танталосодержащие твердые сплавы группы WC–TiC–TaC–Co состоят из трех основных фаз: твердого раствора карбидов тантала TaC, ниобия NbC и вольфрама WC в карбиде титана TiC, свободного карбида вольфрама (WC) и связи на основе кобальта.

Введение в сплавы добавок карбида тантала улучшает их физико-механические и эксплуатационные свойства, что выражается в увеличении прочности на изгиб и твердости при комнатной и повышенной температурах. Карбид тантала в сплавах снижает ползучесть, существенно повышает предел усталости трехфазных сплавов при циклическом нагружении, а также термостойкость и стойкость против окисления на воздухе.

Увеличение в сплаве содержания карбида тантала повышает его стойкость, особенно благодаря меньшей склонности к лункообразованию и разрушению под действием термоциклических и усталостных нагрузок (табл. 2.5). Поэтому танталосодержащие сплавы рекомендуются главным образом для тяжелых условий резания, когда на режущую кромку инструмента действуют значительные силовые и температурные нагрузки, а также для прерывистого резания, особенно фрезерования.

Таблица 2.5 – Состав и основные физико-механические свойства сплавов на основе WC–TiC–TaC–Co (группа ТТК) по ГОСТ 3882-74 (ISO 513-75)

Сплав	Состав, %				Предел прочности на изгиб R_{bm} , МПа, не менее	$\rho \cdot 10^{-3}$, кг/м ³	HRA не меньше
	WC	TiC	TaC	Co			
ТТ7К12	81	4	3	12	1666	13,0–13,8	87,0
ТТ10К8-Б	82	3	7	8	1617	13,5–13,8	89,0
ТТ20К9	67	9,4	14,1	9,5	1470	12,0–13,0	91,0
ТТ8К6	84	8	2	6	1323	12,8–13,3	90,5

Наиболее прочным сплавом, которым оснащается инструмент для обработки стали в особенно неблагоприятных условиях (прерывистое точение, строгание, черновое фрезерование), является сплав ТТ7К12. Применение его вместо быстрорежущей стали позволяет повысить скорость резания в 1,5–2,0 раза.

Для операций фрезерования применяются сплавы ТТ20К9 (обработка стали) и ТТ8К6 (обработка чугуна). Последний также используется для чистовой и получистовой обработки труднообрабатываемых материалов.

2.3.4. Безвольфрамовые (титановые) твердые сплавы (БВТС)

В связи с дефицитностью вольфрама и кобальта промышленность многих стран начала производство безвольфрамовых (титановых) твердых сплавов на основе карбидов (TiC) и карбонитридов титана (TiCN) с никель-молибденовой связкой (табл. 2.6). Обозначение марок этих сплавов – условное и никакой информации о химическом составе не несет.

БВТС отличаются высокой твердостью, окислительной стойкостью, имеют низкий коэффициент трения по стали и пониженную склонность к адгезионному взаимодействию с обрабатываемым материалом, что уменьшает изнашивание инструмента и позволяет получить меньшую шероховатость обработанной поверхности. В то же время титановые сплавы имеют меньшие модуль упругости, теплопроводность и ударную вязкость, потому они хуже сопротивляются ударной и тепловой нагрузке, а также отличаются пониженной теплостойкостью по сравнению со сплавом Т15К6.

Таблица 2.6. – Состав и физико-механические свойства безвольфрамовых твердых сплавов (ГОСТ 26530-85)

Сплав	Состав, %				ρ , г/см ³	λ , Вт/м·К	$\alpha \cdot 10^6$, К ⁻¹	R_{bm} , МПа, не менее	HRA не менее
	TiC	TiCN	Ni	Mo					
КНТ16	–	74	19,5	6,5	5,5–6,0	12,6–21,0	8,5–9,0	1200	89
ТН20	79	–	15,0	6,0	5,5–6,0	8,4–14,7	8,5–9,0	1050	90

Эффективно применение БВТС в виде сменных многогранных пластин, т.к. при напайке и заточке из-за низкой теплопроводности и большого коэффициента линейного расширения возможно появление внутренних напряжений и, как следствие, трещин, снижающих их эксплуатационную стойкость.

В последнее время появились еще более прочные марки БВТС: ТНМ25, ТНМ30, КНТ20, КНТ30. Их предел прочности на изгиб R_{bm} соответственно равняется 1280 МПа, 1370 МПа, 1550 МПа и 1700 МПа.

2.3.5. Краткие рекомендации по выбору твердых сплавов

Твердые сплавы на основе WC–Co рекомендуют для обработки серых, модифицированных и отбеленных чугунов, цветных металлов и их сплавов, стеклопластиков и других подобных материалов, дающих короткую сыпучую стружку (стружку надлома). Имея высокую прочность, сплавы WC–Co лучше сопротивляются переменной (ударной) нагрузке.

Сплавы типа ВК рекомендуются также для обработки труднообрабатываемых высокопрочных и жаропрочных материалов, особенно сплавов на основе никеля и титана, которые обладают высокой прочностью и значительным сопротивлением ползучести при высоких температурах, а также низкой теплопроводностью. При обработке резанием таких материалов на поверхности контакта инструмент–заготовка возникают очень высокие температуры и напряжения, происходят схватывание и последующий отрыв частиц твердого сплава. Лучшую стойкость в этих условиях показывают особомелкозернистые высококобальтовые сплавы.

Твердые сплавы на основе WC–TiC–Co рекомендуют в случае обработки стали при высоких скоростях резания, когда образуется сливная стружка. В этом случае изнашивание

инструмента имеет природу диффузионного растворения составляющих инструментального материала в обрабатываемом. Твердый раствор карбида вольфрама в карбиде титана растворяется в стали при более высокой температуре и намного медленнее, чем свободный карбид вольфрама.

При диффузионном механизме изнашивания его скорость, определяемая скоростью растворения карбидных зерен в стали, в большей степени зависит от химических свойств сплава, чем от его твердости, связанной с зернистостью. В таких условиях значительно большей стойкостью обладают безвольфрамовые сплавы, основой которых является карбид или карбонитрид титана. Они взаимодействуют со сталью менее интенсивно, чем сложный карбид WC–TiC.

Твердые сплавы на основе WC–TiC–TaC–Co рекомендуют при прерывистом резании, например, фрезеровании, когда поверхности лезвия инструмента работают в условиях знакопеременных термоциклических напряжений. Поэтому для оснащения фрезерного, строгального инструмента применяют трехкарбидные твердые сплавы, наименее чувствительные к термической усталости и динамическим циклическим нагрузкам.

2.3.6. Международная классификация современных твердых сплавов по стандарту ISO и определение условий их эффективного использования

Современные марки твердых сплавов, выпускаемые ведущими отечественными и международными фирмами, имеют коммерческие названия и обязательно классифицируются по области их применения. Для этого обычно используют рекомендации международной организации стандартов ISO, которые предусматривают их использование для групп обрабатываемых материалов с учетом типа образуемой стружки, типа обработки (чистовая, получистовая, легкая черновая и черновая); условий обработки (хорошие, нормальные и тяжелые); а также видов обработки (точение, растачивание, фрезерование и др.). Твердые сплавы по **ISO 513: 2004** подразделяются на шесть основных групп:

- в группу **P** (обозначаются синими цветом) входят сплавы для обработки конструктивных углеродистых, легированных и инструментальных сталей и стального литья, при обработке которых получается **сплошная (сливная) стружка**;
- в группу **M** (желтый цвет) входят сплавы для обработки ферритных, мартенситных, аустенитных нержавеющей, марганцовистых высоколегированных сталей, легированных чугунов, при обработке которых получают **как стружку надлома (элементную)**, так и **сплошную (сливную)**;
- в группу **K** (красный цвет) входят сплавы для обработки ковких и серых чугунов, при обработке которых получают **стружку надлома и элементную**;
- в группу **N** (зеленый цвет) входят материалы для обработки цветных металлов и сплавов, неметаллов и пластмасс;
- в группу **S** (оранжевый цвет) входят материалы для обработки жаропрочных сплавов на основе железа, никеля, кобальта и титана;
- в группу **H** (серый цвет) входят материалы для обработки твердых (закаленных) материалов и сплавов.

Каждая группа применения делится на подгруппы, причем с увеличением индекса подгруппы от 01 до 50 условия обработки становятся более жесткими, начиная от чистового резания и заканчивая черновым с ударами. Чем выше индекс подгруппы применения, тем

ниже будет износостойкость твердого сплава и допустимая скорость резания; но выше прочность (ударная вязкость), допустимая подача и глубина резания (рис. 2.2).

Скорость резания, непрерывность обработки, жесткость системы СПИЗ, способ получения заготовки (состояние обрабатываемой поверхности) позволяют определить условия обработки и сформулировать требования к основным свойствам твердого сплава. Условия обработки могут быть *хорошими, нормальными и тяжелыми*.

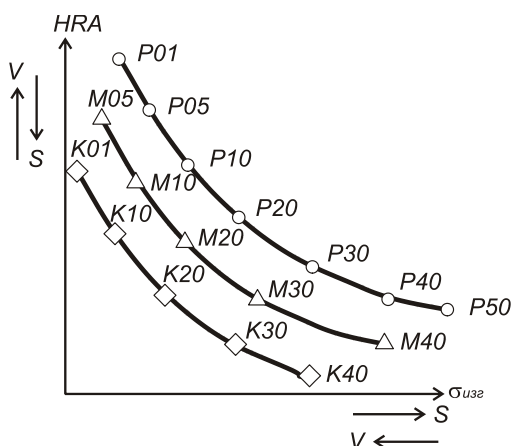


Рисунок 2.2 — Схема взаимного размещения подгрупп твердых сплавов по стандарту ISO 513: 2004

Хорошие. Высокие скорости. Непрерывное резание. Предварительно обработанные заготовки. Высокая жесткость технологической системы СПИЗ. Требования к твердому сплаву – **высокая износостойкость**.

Нормальные. Умеренные скорости резания. Контурное точение. Поковки и отливки. Достаточно жесткая система СПИЗ. Требования к твердому сплаву – **хорошая прочность в сочетании с достаточно высокой износостойкостью**.

Тяжелые. Невысокие скорости. Прерывистое резание. Толстая корка на литье или поковках. Нежесткая система СПИЗ. Требования к твердому сплаву – **высокая прочность**.

Кроме подгрупп применения определяется тип обработки (*чистовое, получистовое,*

получерновое и черновое), что позволяет ориентироваться в величинах глубины резания и подачи (табл. 2.7).

Таблица 2.7 – Тип обработки в зависимости от размеров срезаемого слоя

Параметры режима резания	Тип обработки			
	Чистовая	Получистовая	Получерновая	Черновая
Глубина t , мм	0,25–2,00	0,5–3,0	2,0–6,0	5,0–10,0
Подача S , мм/об	0,05–0,15	0,1–0,3	0,2–0,5	0,4–1,8

Область применения твердых сплавов в зависимости от условий и типа обработки можно представить сводной табл. 2.8.

Общая информация по применению твердых сплавов в соответствии с классификацией стандарта **ISO 513: 2004**, а также соответствие отечественных марок твердых сплавов этой классификации представлены в табл. 2.9.

Следует отметить, что границы подгрупп применения современных сплавов определяются ориентировочно и неоднозначно. Поэтому ряд марок твердых сплавов может хорошо работать в двух-трех подгруппах применения (например, T15K6–P10, P15, P20) или даже в разных группах применения (например, BK8 – K30, K40, M30).

Используя рекомендации табл. 2.7 и 2.9, можно быстро и эффективно подобрать марку твердого сплава для резания любого материала в конкретных условиях.

Таблица 2.8. Определение области применения твердых сплавов в зависимости от условий и типа обработки

Условия обработки	ISO	Тип обработки			
		Чистовая	Получистовая	Получерновая	Черновая
Хорошие	P	P01–P10	P10–P25	P25–P30	P30–P35
	M	M10–M15	M15–M20	M20–M25	M25–M30
	K	K01–K05	K05–K10	K10–K15	K15–K20
Нормальные	P	P10–P25	P25–P30	P30–P40	P40–P50
	M	M15–M20	M20–M25	M25–M30	M30–M35
	K	K05–K10	K10–K15	K15–K20	K20–K25
Тяжелые	P	P30–P35	P35–P40	P40–P45	P45–P50
	M	M20–M25	M25–M30	M30–M35	M35–M40
	K	K10–K15	K15–K20	K20–K25	K25–K30

Таблица 2.9 – Классификация современных твердых сплавов по стандарту ISO 513: 2004

Группы резания		Подгруппы применения			Марка твердого сплава
		Обозначение	Обрабатываемый материал и тип стружки	Тип обработки и условия применения	
Обозначение	Цвет и маркировка	3	4	5	6
P	Синий	P01	Сталь, стальное литье, которые дают сливную стружку	Чистовое точение, растачивание, развертывание без вибраций	T30K4
		P10		Точение, точение по копиру, нарезание резьбы, фрезерование, рассверливание, растачивание	T15K6, KHT16, MC111**, TH20
		P20	Сталь, стальное литье, ковкий чугун, цветные металлы, которые дают сливную стружку	Точение, точение по копиру, фрезерование	T14K8, KHT16, MC121**, KHT30
		P30		Черновое точение, фрезерование и строгание	T5K10, MC131**
		P40	Сталь, стальное литье с включениями песка и раковинами	Для работ в особо неблагоприятных условиях*	TT7K12, MC1460**
M	Желтый	M05 M10	Сталь, стальное литье, высоколегированные аустенитные, жаропрочные труднообработ. стали и сплавы, серые, ковкие и легированные чугуны	Точение, развертывание	BK6–OM, MC306**, BK6–M, MC312**, TT8K6

Продолжение табл. 2.9

1	2	3	4	5	6
М	Желтый	М20	Стальное литье, аустенитные, марганцовистые, жаропрочные, труднообрабатываемые стали и сплавы	Точение, фрезерование	ТТ10К8–Б МС221**
		М30	Сплавы, серый и ковкий чугуны, которые дают как сливную, так и стружку надлома	Точение, фрезерование, строгание. Условия резания неблагоприятные*	ВК10–ОМ, ВК10–ХОМ, ВК8, МС321**
		М40	Низкоуглеродистая сталь с низкой прочностью, автоматная сталь и другие металлы, которые дают как сливную, так и стружку надлома	Точение, фасонное точение, отрезание, преимущественно на станках-автоматах	ТТ7К12, МС1460**
К	Красный	К01	Серый чугун высокой твердости, алюминиевые сплавы с большим содержанием кремния. Закаленная сталь, абразивные пластмассы, керамика, которые дают стружку надлома	Чистовое точение, растачивание, фрезерование и шабрение	ВК3, МС301**, ВК3–М
		К05	Легированные и отбеленные чугуны, закаленные нержавеющие стали, высокопрочные и жаропрочные стали и сплавы, что дают стружку надлома	Чистовое и получистовое точение, растачивание, развертывание, нарезание резьбы	ВК6–ОМ, МС306**, ТТ8К6
		К10	Серый и ковкий чугуны, преимущественно повышенной твердости, закаленная сталь, алюминиевые и медные сплавы, пластмассы, стекло, керамика, которые дают стружку надлома	Точение, растачивание, фрезерование, сверление	ТТ8К6, ВК6–М, МС312**, ВК6–ОМ, МС306**
		К20	Серый чугун, цветные металлы, сильно абразивная пресованная древесина, пластмассы	Точение, фрезерование, строгание, сверление	ВК6, МС313**
		К30	Серый чугун низкой твердости и прочности, сталь низкой прочности, древесина, цветные металлы, пластмасса	Точение, фрезерование, строгание, сверление. Работа в неблагоприятных условиях*	ВК8, МС321**, ВК10–ХОМ
		К40	Цветные металлы, древесина, пластмассы, которые дают стружку надлома	Точение, фрезерование, строгание	ВК8, МС321**, ВК10–М, ВК10

* Неблагоприятными условиями следует считать работу с переменной глубиной резания, с прерывистой подачей, с ударами, вибрациями, с наличием литейной корки и абразивных включений в обрабатываемом материале.

** Аналогичные твердые сплавы, которые выпускают на Московском комбинате твердых сплавов (МКТС) по технологии фирмы «Sandvik Coromant».

Основные тенденции совершенствования твердых сплавов. Современная номенклатура твердых сплавов существенно изменилась, заметно повысилось их качество. Это связано с использованием производителями современного высокопродуктивного оборудования, а также более совершенных технологий. Среди них можно отметить следующие:

- разработка сплавов особо мелкозернистой (0,5–0,8 мкм и радиус закругления режущего лезвия до 1 мкм) и ультра- мелкозернистой структуры (0,10–0,15 мкм и радиус закругления режущего лезвия до 0,1–0,5 мкм);
- создание сплавов со связками повышенной прочности и теплостойкости;
- применение принципиально новых технологий производства сплавов на основе использования суб- мелкозернистого исходного зерна;
- соединение процессов синтеза и горячего прессования;
- введение дополнительной операции доуплотнения структуры сплавов на специальных установках горячего изостатического прессования в среде аргона (процесс ГИП).
- целенаправленная термообработка твердых сплавов (ИСМ НАН Украины), например, нагревание сплава ВК8 до 1000–1200°C и закалки в воде или масле дают увеличение предела прочности на изгиб от 1780 МПа до 2000 МПа.

2.4. Режущая керамика

Промышленность выпускает четыре группы режущей керамики: оксидную (белая керамика) на основе Al_2O_3 , оксидно-карбидную (черная керамика) на основе композиции Al_2O_3-TiC , оксидно-нитридную на основе Al_2O_3-TiN и нитридную керамику на основе Si_3N_4 .

Основной особенностью режущей керамики является отсутствие фазы связки, которая значительно снижает степень ее разупрочнения при высоких температурах резания, повышает пластичную прочность, что и определяет возможность применения для керамики высоких скоростей резания, намного превосходящих скорости резания инструментами из твердого сплава. Если предельный уровень скоростей резания для твердосплавного инструмента при чистовом точении сталей с малыми критериями затупления составляет 500–600 м/мин, то для инструмента, оснащенного режущей керамикой, он увеличивается до 900–1000 м/мин.

Составы основных типов режущей керамики, ее основные физико-механические свойства и области применения представлены в табл. 2.10.

Недостаток оксидной керамики – ее относительно высокая чувствительность к резким температурным колебаниям (тепловым ударам). Указанное является главной причиной микро- или макровыкрашиваний режущей кромки и контактных площадок инструмента уже на первых минутах резания, приводящего к отказам из-за хрупкого разрушения инструмента. Поэтому охлаждение при резании керамикой не применяют.

В последние годы появились новые марки оксидной керамики, в состав которых введена окись циркония (ZrO_2) и выполнено ее армирование «нитевидными» кристаллами карбида и нитрида кремния (SiC , Si_3N_4) (так называемая «вискеризированная керамика»). Армированная керамика имеет высокую твердость (HRA 92) и повышенную прочность на изгиб (R_{bm} до 1000 МПа). Перспективным направлением является создание слоистой керамики. Примером такого композита является ВОК-95С, ВОК-95М, рабочий слой которого сформирован из керамики ВОК-71, а подложка (основа) – из твердого сплава.

Параллельно с усовершенствованием керамических материалов на основе оксида алюминия созданы новые марки режущей керамики на основе нитрида кремния Si_3N_4 (сили-нит-Р). Этот керамический материал имеет высокую прочность на изгиб ($R_{bm} = 800$ МПа), низкий коэффициент термического расширения, что выгодно отличает его от оксидных керамических материалов. Это позволяет с успехом использовать инструмент с нитридной керамикой при черновом точении, получистовом фрезеровании чугуна, а также чистовом точении высоколегированных и термообработанных (до HRC 60) сталей и сплавов.

Таблица 2.10 – Состав, свойства и области применения режущей керамики

Группы и марки керамики		Состав	R_{bm} , ГПа	ρ , г/см ³	HRA не менее	Область использования
Оксидная	ЦМ332	Al_2O_3 – 99% MgO – 1%	0,3–0,35	3,85–3,9	91	K01–K05
	ВО–13	Al_2O_3 – 99%	0,45–0,50	3,92–3,95	92	P01–P10 K01–K05
	ВШ–75	Al_2O_3	0,25–0,30	3,98	91–92	K01–K05
Оксидно-карбидная	В–3	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,60	4,20	94	P01–P10
	ВОК–63	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,65–0,70	4,2–4,6	94	P01–P05 K01–K05
	ВОК–71	Al_2O_3 – 60% TiC – 40%	0,70–0,75	4,5–4,6	94	P01–P05 K01–K05
	ВОК–200	$\text{Al}_2\text{O}_3, \text{TiC}$	0,7–0,75	4,25	94	P01–P05 K01–K05
Оксидно-нитридная	ОНТ–20 (кортинит)	$\text{Al}_2\text{O}_3 > 60\%$ TiN – 30%	0,64	4,30	90–92	K01–K05
Нитридная	РК–30 (силинит-Р)	$\text{Si}_3\text{N}_4, \text{Y}_2\text{O}_3, \text{TiC}$	0,70–0,80	3,2–3,4	94	K10–K20

Особой сферой использования инструментов с нитридной керамикой на базе Si_3N_4 является обработка жаропрочных «суперсплавов» на основе Ni.

Режущую керамику выпускают в виде неперетачиваемых сменных пластин с отрицательными фасками по периметру с двух сторон. Фаска необходима для упрочнения режущего лезвия. Ее ширина 0,2–0,8 мм, передний угол отрицательный от -10° до -30° .

Допустимая величина изнашивания керамических пластин немного меньше, чем для твердосплавных. Так максимальный износ по задней поверхности не должен превышать 0,3–0,5 мм, а при чистовых операциях 0,25–0,30 мм.

В современных условиях инструмент оснащенный керамикой, рекомендуют для чистовой обработки серых, ковких, высокопрочных и отбеленных чугунов, низко- и высоколегированных сталей, в том числе закаленных (до HRC 55–60), цветных сплавов, конструкционных полимерных материалов для областей применения K01–K05, P01–P05. В указанных условиях инструмент, оснащенный пластинами из режущей керамики, заметно превосходит по работоспособности твердосплавный инструмент.

Применение керамического инструмента при обработке с повышенными значениями глубины резания и подачи при прерывистом резании резко снижает его эффективность вследствие высокой вероятности внезапного отказа из-за хрупкого разрушения режущей части.

Как один из первых способов устранения основных недостатков керамических инструментов стало создание металло-композитов, которые содержат тугоплавкие окислы (Al_2O_3), карбиды (WC , TiC , ZrC , Cr_3C_2 , Mo_2C), нитриды (TiN) материалов и металлическую связку (Ni , Mo , W , Cr). Эти материалы получили название **керметы**. По данным разных фирм [6, 8] процентное содержание в кермете как твердой фазы (окисла, карбидной или нитридной), так и металлической варьируется в достаточно широких пределах и потому керметы могут считаться и керамикой, и безвольфрамовыми твердыми сплавами. Марки, которые предлагаются рядом западных фирм [8], по своим свойствам занимают промежуточное место между указанными материалами.

2.5. Сверхтвердые материалы инструментального назначения

Сверхтвердыми принято считать материалы, имеющие микротвердость выше 35 ГПа по Виккерсу. Из природных сверхтвердых материалов использование в режущих инструментах имеет только алмаз. Искусственными сверхтвердыми материалами инструментального назначения является синтетический алмаз и плотные модификации нитрида бора.

2.5.1. Особенности получения инструментальных материалов на основе алмаза и плотных модификаций нитрида бора

Инструментальная промышленность выпускает синтетические сверхтвердые материалы на основе алмаза и плотных модификаций нитрида бора.

Естественный алмаз – самый твердый материал на Земле, который издавна применялся как режущий инструмент. Принципиальное отличие монокристаллического природного алмаза от инструментальных материалов, которые имеют поликристаллическое строение, заключается в возможности получения практически идеально острой и прямолинейной режущей кромки. Поэтому в конце XX века с развитием электроники, прецизионного машиностроения и приборостроения применение резцов из природных алмазов для микроточения зеркально чистых поверхностей оптических деталей, дисков памяти, барабанов копировальной техники и т.п. растет. Однако через дороговизну и хрупкость природные алмазы не применяются в общем машиностроении, где требования к качеству обработки деталей не настолько высокие.

Потребность в сверхтвердых материалах привела к тому, что в 1953–1957 годах в Швеции (фирма ASEA) и США («Дженерал электрик»), а в 1959 году и в СССР (Институт физики высоких давлений) методом каталитического синтеза при высоких статических давлениях из гексагональных фаз графита (C) и нитрида бора (BN) были получены мелкие частицы кубических фаз синтетического алмаза и нитрида бора.

Теория синтеза алмаза впервые была предложена харьковским физиком О.И. Лейпунским (в 1939 г.), который на основе экспериментальных данных об обратном переходе алмаза в графит сформулировал условие перехода графита в алмаз и рассчитал кривую равновесия графит–алмаз при высоких давлениях. Синтез алмаза из графита при высо-

ких давлениях (больше 4,0 ГПа) и температурах (свыше 1400°K) осуществляется в присутствии металлических растворителей углерода (Ni, Fe, Co и др.).

Кубический нитрид бора (КНБ) – сверхтвёрдый материал, который не имеет природного аналога. Впервые кубический нитрид бора был синтезирован в 1956 году (фирмой «Дженерал Электрик») при высоких давлениях (свыше 4,0 ГПа) и температуре (свыше 1473 К) из гексагонального нитрида бора в присутствии щелочных и щелочноземельных металлов (свинец, сурьма, олово и др.). Кубический нитрид бора, который выпускается фирмой «Дженерал Электрик», был назван «Боразон».

Синтетические монокристаллы алмаза и КНБ имеют относительно малые размеры, поэтому для использования в качестве материала для режущих инструментов их спекают в поликристаллические структуры.

Поликристаллические сверхтвёрдые материалы (ПСТМ) на основе алмаза и кубического нитрида бора появились на рубеже 60–70 годов. Характерной чертой таких материалов является наличие твёрдого каркаса из сросшихся зерен алмаза или КНБ (рис. 2.3). Спекание порошков алмаза и КНБ, как правило, осуществляется в области термодинамической стабильности алмаза и КНБ при давлении 5–9 ГПа и температурах 1500–2000 К. Обычное спекание поликристаллических композиционных материалов осуществляют в присутствии активирующих этот процесс добавок: для алмазных порошков – кобальт или кремний, а для порошков КНБ – алюминий.

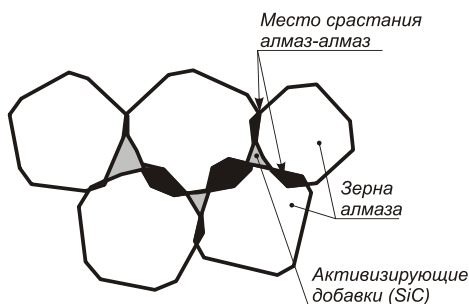


Рисунок 2.3 – Структура алмазного композиционного поликристаллического материала

Классификация ПСТМ основана на способе их получения и особенностях структуры. Основные способы получения ПСТМ показаны в табл. 2.11.

Таблица 2.11 – Способы получения ПСТМ

Группа	Способ получения	Пример
1	Переход графита в алмаз в присутствии растворителя	АСПК (ИФВД, Россия), АСБ (ИФВД, Россия)
	Переход графитоподобного нитрида бора в кубический (КНБ) в присутствии растворителя	Композит 01 (НПО «Ильич», Россия), композит 02 (ИФТТИП, Беларусь)
2	Спекание порошков алмаза с активирующими добавками	АКТМ (ИСМ Украина), СКМ, СВБН, карбонит.
	Спекание вюрцитного и сфалеритного нитридов бора	Композит 10 (ИСМ, Украина)
	Спекание сфалеритного нитрида бора	Киборит, борсинит (ИСМ, Украина), ниборит (ИФВТ, Россия)
3	Спекание двухслойных пластин на твердосплавной подложке с алмазным рабочим слоем	АТП (ИСМ, Украина)
	Спекание двухслойных пластин на твердосплавной подложке с рабочим слоем из КНБ	КТП (ИСМ, Украина), Композит 10Д (ИПМ, ПЗСАиАи, Украина)

При переходе графита в алмаз в присутствии растворителя получают искусственные алмазы марок АСПК (карбонадо) и АСБ (баллас), структура которых идентична структуре природных алмазов таких же названий. Спеканием порошков алмаза получают марки АКТМ, СКМ, СВБН, карбонит и др. композиты.

Спеканием поликристалла на твердосплавной подложке получают двухслойные пластины, которые состоят из рабочего слоя – сверхтвердого материала толщиной 0,5–2 мм, скрепленного с твердосплавной пластиной. Спеканием твердосплавной пластины с алмазным рабочим слоем получают пластины типа АТП, а с рабочим слоем из КНБ–КТП. Физико-механические свойства композитов на основе алмаза приведены в табл. 2.12.

Таблица 2.12 – Физико-механические свойства материалов на основе ПКА

Марка материала	Свойства ПКА								
	Твердость по Кнунпу, ГПа	Плотность, г/см ³	Прочность, ГПа		Модуль Юнга, ГПа	Коэффициент трещи- нотойкости K_{Ic} , МПа·м ^{1/2}	Теплопроводность, Вт/(м·К)	Термостойкость на воздухе, К	Коэффициент линей- ного расширения α , 1/К·10 ⁻⁴
			на сжатие	на изгиб					
АСБ	50–90	3,50–3,90	0,4–0,6	0,78	800–850		290–300	873–993	0,9–1,2
АСПК	80–100	3,50–4,00	0,4–0,8	0,5–1,0	900		–	1073–1173	0,9–1,2
СКМ	60–70	–	0,6–0,8	–	850		150–250	973–1073	
АТП	50	3,74–3,77	0,3–0,4	0,80–0,85		10–13	–	950–1000	
АКТМ	52	3,46	0,5	–	970	8	260	1473	
СВБН	70–100	3,30–3,45	8–10	–			–	1073–1223	
Карбо- нит	40–45	3,20–3,40	4,5–6,0	–			–	1473	
Алмет	HRA 94–96	–	5,0–10,0	–	500–600		–	973	
СВ	65–100	–	5,0–10,0	–	850		–	1573–1673	

Различают две плотных модификации нитридов бора – *сфалеритную* и *вюрцитную*. При переходе гексагонального (графитоподобного) нитрида бора в сфалеритный в присутствии растворителя получают Композит 01 (Эльбор-Р) и Композит 02 (Белбор), при переходе вюрцитного нитрида бора в сфалеритный – Композит 9. Спеканием порошков вюрцитного и сфалеритного нитрида бора получают Композит 10 (Гексанит-Р), спеканием порошков сфа-

леритного нитрида бора – киборит, ниборит, борсинит и др. композиты. Основные свойства различных марок ПСТМ приведены в табл. 2.13.

Управление процессом формирования структуры поликристаллов открывает возможности создавать, в зависимости от областей применения, материалы с необходимым сочетанием твердости, теплопроводности, прочности и электропроводности. Поликристаллические сверхтвердые материалы по своим физико-механическим свойствам могут быть близки к монокристаллам, а по некоторым – превосходить их. Так, большинство алмазных поликристаллов характеризуются изотропией свойств (однородностью в разных направлениях), имеют высокую износостойкость и превосходят монокристаллы по трещиностойкости.

Таблица 2.13 – Физико-механические свойства материалов на основе плотных модификаций нитрида бора

Марка	Свойства ПКА									
	Твердость по Кнуппу, ГПа	Плотность, г/см ³	Прочность, ГПа			Коэффициент трещиностойкости K_{Ic} , МПа·м ^{1/2}	Модуль Юнга, ГПа	Теплопроводность, Вт/(м·К)	Термостойкость на воздухе, К	Размер зерен, мкм
			на сжатие	на растяжение	на изгиб					
Композит 01	32–38	3,31–3,45	2,25–3,15	0,43–0,49	0,70–0,98	3,7–4,2	680–720	60–80	1343–1473	5,2
Композит 02	38	3,42–3,50	4,00–6,50	–	0,68–0,70	10,8	720	85	1273–1423	0,2–5,0
Композит 10	30–38	3,34–3,50	2,00–4,00	0,26–0,39	1,20–1,50	7,1	650–780	30–60	1273–1373	0,1–0,3
Киборит	30–32	3,20–3,34	2,60–3,20	0,32–0,37	0,55–0,65	13,5	850–910	100	1573	3–14
КТП	25–33	–	–	–	–	14,5–16,1	–	80	–	–
Борсинит	39–43	–	–	–	–	10,0–10,4	860	150	–	–

За рубежом на основе технологии спекания алмазных зерен выпускают поликристаллические материалы Syndite 025, Megadiamond, Sumidia, Comrax и др., а на основе спекания зерен КНБ Amborite, BZN, Sumiboron, Wurzin и др. Размеры пластин из ПСТМ могут превышать 10 мм в диаметре, что открывает возможность получения инструментов с режущими кромками большой длины.

2.5.2. Основные свойства и области применения поликристаллов синтетического алмаза (ПКА)

По сравнению с монокристаллами алмаза ПКА значительно лучше сопротивляются ударной нагрузке, имеют более высокие значения прочности на растяжение и на поперечный

сдвиг. При этом ударная прочность поликристаллов алмаза зависит от размеров кристаллитов алмаза и с их уменьшением повышается.

Преимущества инструментальных ПКА по сравнению с монокристаллическими алмазами связаны с произвольной ориентацией кристаллитов в рабочем слое режущих пластин, что обеспечивает высокую однородность по твердости и стойкости к истиранию во всех направлениях.

Во многих случаях наблюдаемая на практике большая износостойкость резцов из синтетических алмазов по сравнению с резцами из природных алмазов объясняется различием их структур. У синтетического поликристаллита алмаза возникающие трещины тормозятся и останавливаются границами кристаллитов. Именно этот фактор и определяет их более высокую (в среднем в 1,5–2,5 раза) износостойкость.

Поликристаллы алмаза отличаются от монокристаллов более высокой термостойкостью. Такие материалы как АКТМ и СВ не теряют свои режущие свойства и прочность при нагреве до 1473 К и выше, что позволяет применять их в инструментах с напаянной режущей частью.

Коэффициент трения ПКА с металлом несколько выше, чем у природных алмазов. Это объясняется наличием пор на поверхности поликристалла, вызванных выпадением частиц кристаллов, а также присутствием частиц металлической фазы (после синтеза) или связки. Однако величина среднего коэффициента трения на передней поверхности ПКА со многими металлами не превышает 0,2, что свидетельствует о превалировании в контакте внешнего трения.

Алмаз имеет химическое сродство с железосодержащими материалами. Поэтому при резании сплавов на основе железа на контактных поверхностях алмазного инструмента происходит интенсивное химическое взаимодействие. Углерод, из которого состоит алмаз, активно реагирует с этими материалами при нагревании. Это приводит к интенсивному изнашиванию алмазного инструмента и ограничивает область его применения.

Наиболее эффективно применение алмазного инструмента на чистовых и финишных операциях при обработке деталей из цветных металлов и их сплавов, а так же из древесины и камня. Инструмент может быть использован при точении прерывистых поверхностей и при фрезеровании, однако его стойкость будет ниже, чем при обработке без ударов.

Успешно применяются режущие пластины из ПКА при обработке полимерных композиционных материалов. Использование режущих пластин с механическим креплением позволяет повысить стойкость в 15–20 раз по сравнению с инструментом из твердого сплава.

Еще одной из перспективных областей применения ПКА является обработка трудно поддающихся резанию и вызывающих быстрый износ инструмента таких материалов, как древесностружечные плиты, плиты средней плотности с высоким содержанием клея, с покрытиями на основе меламиновой смолы, декоративный бумажно-слоистый пластик, а также другие материалы, обладающие абразивным действием. Обработка таких материалов обычным инструментом неэкономична. Здесь инструмент из ПКА имеет стойкость в 200–300 раз выше стойкости твердосплавных инструментов.

Геометрические параметры алмазного инструмента во многом определяются свойствами поликристаллов алмаза. Они имеют высокую хрупкость, потому режущие лезвия инструментов должны иметь повышенную прочность. С целью укрепления режущего лезвия угол заострения β алмазного инструмента должен назначаться максимально допустимым.

В связи с повышенной чувствительностью инструментов из ПСТМ к вибрациям и ударным нагрузкам к станкам, используемым для обработки режущие элементы из сверхтвердых материалов, предъявляются повышенные требования относительно точности, жесткости и виброустойчивости.

2.5.3. Основные свойства и области применения ПСТМ на основе плотных модификаций нитрида бора

ПСТМ на основе плотных модификаций нитрида бора, незначительно уступая алмазу по твердости, отличаются высокой термостойкостью (до 1573 К), стойкостью к циклическому воздействию высоких температур и, что особенно важно, относительно слабым химическим взаимодействием с железом, которое является основным компонентом большинства современных обрабатываемых конструкционных материалов.

Главным резервом повышения производительности обработки для инструментов на основе BN является повышение скорости резания, которая может превышать скорость резания твердосплавным инструментом в 5 и более раз. Наибольшая эффективность применения инструментов на основе BN имеет место при обработке чугунов, сталей и сплавов высокой твердости.

Одной из возможностей повышения эффективности инструментов из ПСТМ на основе BN является использование смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС). Для инструментов из BN наиболее эффективно использовать жидкие среды путем их распыления при скоростях резания до 1,5–1,7 м/с.

Еще одной из эффективных областей использования инструментов, оснащенных поликристаллами BN, рассматривается обработка напыленных и наплавленных материалов высокой твердости (до HRC 60–62), которыми упрочняют детали металлургического оборудования, транспорта и пр.

В ближайшие годы мировой рынок инструментов из СТМ ожидает резкий подъем. Это объясняется в первую очередь тем, что в разных областях техники все большее применение находят труднообрабатываемые материалы и принципиально новые схемы обработки.

Эффективность инструмента из СТМ более полно проявляется в условиях автоматизированного производства, гибкого изменения технологии механической обработки. При применении СТМ с оптимальными режимами резания на станках с ЧПУ производительность обработки повышается в 1,5–3 раза по сравнению с твердосплавным инструментом, улучшается качество обработанных поверхностей, исключается необходимость последующей абразивной обработки.

2.6. Инструментальные материалы с износостойкими покрытиями

В мировой практике металлообработки все большее применение находят инструменты с покрытиями режущей части. Тонкие «пленочные» покрытия толщиной от 2 до 10 мкм наносят на поверхность заточенного и доведенного инструмента из быстрорежущей стали, твердого сплава и режущей керамики с целью изменения условий его работы при резании и улучшения эксплуатационных характеристик. Снижение сил и температур резания на

20–40% позволяет повысить стойкость режущего инструмента в 2 и более раз или увеличить скорость резания от 20 до 60%, а также значительно улучшить шероховатость обработанной поверхности.

К износостойкому покрытию для режущего инструмента предъявляется ряд требований:

- 1) высокая микротвердость, в 1,5–2 раза превышающая твердость инструментального материала;
- 2) значительное сопротивление к поверхностному усталостному разрушению;
- 3) низкая склонность к адгезии (химическому взаимодействию) с обрабатываемым материалом;
- 4) сохранение основных свойств при высоких температурах, стойкость против коррозии и окисления;
- 5) минимальная способность к диффузионному растворению в обрабатываемом материале;
- 6) высокая прочность сцепления с инструментальным материалом.

Некоторые из этих требований носят взаимоисключающий характер, например, низкая адгезия к обрабатываемому материалу и высокая прочность сцепления с инструментальным материалом.

При резании сплавов на основе железа инструментом из быстрорежущей стали, в основе которой также содержится железо, целесообразнее всего наносить многослойные или композиционные покрытия (рис. 2.4). У многослойных покрытий нижний слой, который прилегает к инструментальному материалу, обеспечивает крепкое сцепление с ним, а верхний – минимальное схватывание с обрабатываемым материалом. Промежуточные слои могут исполнять роль соединительных, слоев с тепловыми барьерами или слоев, препятствующих продвижению трещин при разрушении покрытий. Разновидностью многослойных покрытий являются градиентные покрытия. Например, для быстрорежущего инструмента состав покрытия может постепенно переходить от нитрида циркония (ZrN), который обеспечивает наилучшее сцепление с инструментальной подложкой, к нитриду ниобия (NbN), который дает аномально низкое схватывание с железосодержащими обрабатываемыми материалами.

В качестве материалов для покрытий используют карбиды, нитриды, карбонитриды, бориды и силициды тугоплавких металлов IV–VI групп периодической системы элементов (IV – титан, цирконий, гафний; V – ванадий, ниобий, тантал; VI – хром, молибден, вольфрам). Применяются также сложные нитриды титана и алюминия (Ti, Al)N; нитриды тройных систем (Ti, Al, Zr)N, (Ti, Si, Cr)N, (Ti, Si, Al)N (Ti, Zr, Si)N; оксид алюминия Al_2O_3 ; углеродные (алмазоподобные) покрытия и другие соединения.

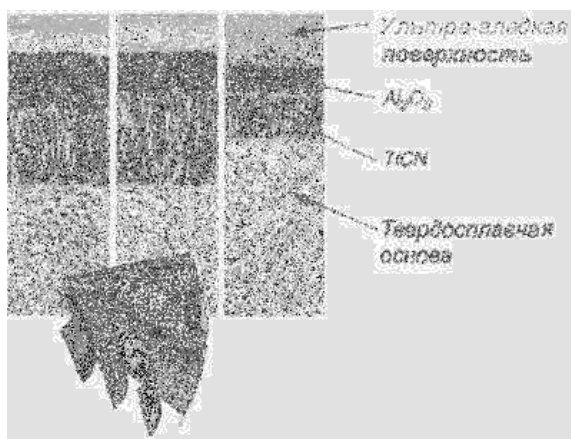


Рисунок 2.4 – Структура многослойного покрытия твердосплавной пластинки

Наибольшее распространение для нанесения износостойких покрытий на режущий инструмент получили методы химического осаждения из газовой фазы (ХОП) или методы CVD (Chemical Vapour Deposition), термодиффузионное насыщение поверхности (ТДН) и физическое осаждение из газовой фазы (ФОП) или PVD (Physical Vapour Deposition).

Опыт эксплуатации инструментов с покрытием позволяет определять условия, при которых достигаются наибольшее повышение их работоспособности. Инструменты из быстрорежущей стали с покрытиями показывают значительное повышение стойкости при разных видах обработки углеродистых, конструкционных и низколегированных сталей, а также серых чугунов низкой и средней твердости. *При обработке титановых и жаропрочных сплавов на основе никеля, высоколегированных и высокопрочных сплавов эффективность от применения инструментов с покрытием существенно ниже, а в ряде случаев отрицательна.*

При одинаковой стойкости износостойкие покрытия позволяют на 20–30% увеличить скорость резания. Наибольший эффект применения инструментов достигается при резании с малыми $a < 0,05$ мм и средними $a = 0,1–0,25$ мм толщинами срезаемого слоя. В первом случае это происходит за счет повышения износостойкости задней поверхности инструмента, а во втором – за счет торможения роста лунки изнашивания на передней поверхности. При толщинах срезаемого слоя $a = 0,05–0,10$ мм, а также $a > 0,3$ мм покрытие интенсивно разрушается, в первом случае из-за высоких нагрузок на покрытие со стороны задней поверхности, а во втором – со стороны передней поверхности. Эти рекомендации необходимо учитывать при назначении режимов резания.

Твердосплавные пластины с покрытиями из TiC, TiN, (Ti, Al)N эффективны для большинства самых распространенных видов обработки резанием конструкционных сталей и серых чугунов, особенно для точения, а также чистового и получистового фрезерования с умеренными подачами. При этом область применения твердых сплавов с покрытиями (в соответствии со стандартом ISO) намного шире, чем у аналогичных – без покрытия (рис. 2.5).

При тяжелых условиях резания, когда наблюдаются выкрашивание и скалывание на сплавах без покрытий, эффективность инструментов с износостойкими покрытиями снижается.

Результаты испытания пластин с разными покрытиями при обработке труднообрабатываемых материалов разных групп обрабатываемости показывают, что *чем тяжелее обрабатывается материал резанием (чем больше подгруппа обрабатываемости), тем меньше проявляется эффект от покрытия.*

Необходимо отметить, что, невзирая на более высокую стоимость инструментов с покрытиями, расходы потребителя на обработку единицы продукции по сравнению с аналогичными

Марки твердых сплавов и области их применения

Коды ISO/ANSI		Сплавы с покрытием		Сплавы без покрытия	
P Сталь	01 C8				PT10
	10				
	20 C7	CT15M	CT25M		PT20
	30 C6		CT35M*	PT30	PT40*
	40		CJ45*		
	50 C5				
M Нержавеющая сталь	10		CT25M		TK20*
	20		CT35M		
	30		CJ45*		PT40*
	40				
K Чугун	01 C4	CK15M*		TK10*	
	10 C3		CK20M*		
	20 C2				
	30 C1				TK20*

Рисунок 2.5 – Отличие в областях применения сплавов с покрытиями и без них (на примере МКТС)

расходами при применении непокрытых инструментов ниже благодаря повышению или стойкости инструмента, или скорости резания и производительности обработки.

В промышленно развитых странах выпуск твердосплавных режущих пластин с износостойкими покрытиями составляет 60–90% от их общего выпуска, а из быстрорежущей стали с покрытием – около 70% всех типов инструментов.

Вопросы для самопроверки

1. Какие основные требования предъявляются к инструментальным материалам?
2. Перечислить основные группы инструментальных материалов.
3. Какова температура теплостойкости различных групп инструментальных материалов?
4. Каковы физико-механические свойства, состав и области применения углеродистых и легированных инструментальных сталей?
5. Назовите химический состав, физико-механические свойства и области применения быстрорежущих сталей.
6. На какие группы по химическому составу делятся твердые сплавы?
7. Назовите области рационального применения каждой группы твердых сплавов.
8. На какие группы по химическому составу делятся минералокерамические сплавы?
9. Назовите преимущества и недостатки каждой группы режущей керамики и области ее рационального применения.
10. По каким характеристикам отличаются природные и искусственные сверхтвердые материалы на основе алмаза?
11. По каким свойствам кубический нитрид бора превосходит алмаз?
12. Какие инструментальные материалы рекомендуется выбирать при обработке сталей? Чугунов? Цветных металлов? При черновой обработке? При чистовой обработке?
13. Какие инструментальные материалы могут использоваться при обработке высокопрочных материалов в закаленном состоянии?
14. Назовите области применения крупнозернистых и мелкозернистых твердых сплавов.
15. Как изменяются износостойкость и прочность твердого сплава в зависимости от увеличения индекса подгруппы применения по ISO 513: 2004?
16. Какие требования предъявляются к свойствам износостойких покрытий для режущего инструмента?
17. Какими методами наносят износостойкие покрытия на режущий инструмент?
18. Назовите области эффективного и малоэффективного применения покрытий на режущем инструменте.

Список литературы к разделу 2

1. Коломиец В.В. Новые инструментальные материалы и области их применения : учебн. пособие / В.В. Коломиец. – К. : УМК ВО, 1990. – 64 с.
2. Прутки и полосы из быстрорежущей стали. Технические условия: ГОСТ 19265-73. – М. : Госстандарт СССР, 1973. – 51 с.
3. Васин С.А. Резание металлов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.

4. Верещака А.С. Анализ основных аспектов проблемы применения многослойно-композиционных нано-структурированных функциональных покрытий для режущего инструмента / А.С. Верещака, Б. Карпушевский, Л.Г. Дюбнер // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Харків : ХТУ «ХП», 2008. – Вип. 2. – С. 87–100.
5. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент : справочник / [В.С. Самойлов, Э.Ф.Эйхманс, В.А.Фальковский и др.]. – М. : Машиностроение, 1988. – 368 с.
6. Маргулес А.У. Резание металлов керметами / А.У. Маргулес. – М. : Машиностроение, 1980. – 160 с.
7. Инструменты из сверхтвердых материалов / под ред. Новикова Н.В. – М. : Машиностроение, 2005. – 555 с.
8. Sandvik-МКТС. Твердосплавные пластины : каталог / М., 2008. – 44 с.
9. Использование порошковых быстрорежущих сталей в инструментальном производстве : обзор / [А.И. Ляпунов и др.]. – М. : НИИМаш, 1983. – 39 с.
10. Табаков В.П. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями на основе сложных нитридов и карбонитридов титана / В.П. Табаков. – Ульяновск : УлГТУ, 1998. – 123 с.
11. Нанесение покрытий на быстрорежущий инструмент / [Ю.Н. Внуков, А.А. Марков, Л.В. Лаврова, Н.Ю. Бердышев.]. – К. : Техніка, 1992. – 143 с.
12. Мазур Н.П. Металлы и сплавы зарубежных стран и их аналоги отечественных стандартов : справочник / Н.П. Мазур, Б.С. Волынский. – Хмельницкий : ТУП, 2001. – 43 с.
13. Мироненко Е.В. Возможность использования новых марок инструментальных материалов при снятии больших сечений среза / Е.В. Мироненко, Т.В. Казакова, Е.В. Марчук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДГМА, 2004. – №15. – С. 59–63.

Раздел 3

ОСНОВЫ ФИЗИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

3.1. Некоторые сведения о пластической деформации металлов

Основным признаком процесса пластической деформации материала является необратимое изменение формы тела под действием внешних сил без нарушения сплошности деформируемого тела.

Все металлы и их сплавы состоят из множества отдельных зерен кристаллов (кристаллитов), прочно соединенных между собой (рис. 3.1). При механическом воздействии на металл в его зернах возникают напряжения, под влиянием которых зерна деформируются, т.е. вытягиваются в одном направлении и сужаются в другом. Деформация металлических зерен протекает путем сдвигов, происходящих по плоскостям скольжения, расположенным параллельно определенной кристаллографической плоскости.

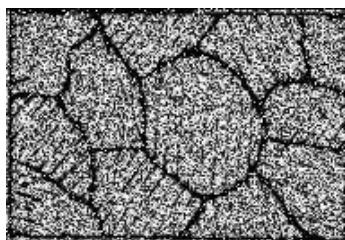


Рисунок 3.1 – Схема зернистого строения металла

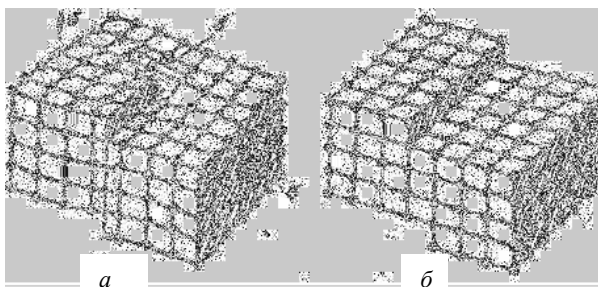


Рисунок 3.2 – Сдвиг в результате перемещения винтовой дислокации в кристалле: а, б – стадии сдвига (σ – нормальные напряжения)

Каждая полоса скольжения – это локальная область материала с повышенной плотностью определенным образом ориентированных и взаимосвязанных дислокаций (рис. 3.2). Движение полосы скольжения обеспечивает пластическую деформацию, интенсивность которой в объеме материала возрастает с увеличением количества таких полос. В полосах скольжения в процессе своего движения дислокации встречают препятствия (например, частицы выделения, границы зерен и др.). Остановка дислокации у препятствия является причиной упрочнения материала. Потому для дальнейшего продвижения дислокации необходимо увеличение приложенной нагрузки.

Из курса сопротивления материалов известно, что максимальные тангенциальные напряжения наблюдаются в том случае, когда действующая сила направлена под углом 45° к плоскости скольжения. Поэтому сначала сдвиги происходят в зернах, у которых плоскости скольжения расположены под углом 45° к направлению действия силы. Потом движущиеся части зерен давят на соседние зерна и поворачивают их до тех пор, пока плоскости скольжения их не совпадут с направлением плоскостей скольжения первых зерен. Таким образом, пластическая деформация отдельных зерен, являющаяся следствием внутрикристаллических сдвигов, неизбежно сопровождается сдвигами кристаллов относительно друг друга, т.е. межкристаллитной деформацией.

При больших степенях деформации структура металла в виде системы полос скольжения трансформируется в характерную ориентированную структуру, называемую текстурой (рис. 3.3).

Различают три основных вида деформированного состояния малого объема тела.

1. Растяжение (рис. 3.4 а), при котором вдоль одной из трех главных осей деформации (x, y, z) наблюдается удлинение ($e_y = e_2 > 0$), а вдоль двух остальных главных осей – укорочение ($e_x = e_1 < 0$, $e_z = e_3 < 0$). Если две отрицательные деформации укорочения равны между собой ($e_1 = e_3 < 0$), то растяжение называют **простым**.

2. Сжатие (рис. 3.4 б), при котором вдоль одной из трех главных осей деформации наблюдается укорочение ($e_2 < 0$), а вдоль двух остальных главных осей удлинение ($e_1 > 0$, $e_3 > 0$). Если две положительные деформации удлинения равны между собой ($e_1 = e_3 > 0$), то сжатие называют **простым**.

3. Сдвиг (рис. 3.4 в), при котором деформация вдоль одной из трех главных осей отсутствует ($e_2 = 0$), вдоль второй главной оси наблюдается укорочение ($e_1 < 0$), а вдоль третьей главной оси равное ему удлинение ($e_3 > 0$). Разновидностями сдвига являются чистый сдвиг и простой сдвиг. При **чистом сдвиге** (рис. 3.5 а) происходит равномерное укорочение вдоль одной оси и равномерное удлинение вдоль другой оси, перпендикулярной к первой. Квадрат $ABCD$ превращается в конгруэнтный ромб $A_1B_1C_1D_1$ при неизменном объеме тела. **Простой сдвиг** (рис. 3.5 б) сопровождается смещением всех точек тела параллельно одной оси на расстояние, пропорциональное расстоянию точки тела от этой оси в направлении второй оси. В результате простого сдвига квадрат $ABCD$ превращается в равновеликий параллелограмм с теми же размерами основания и высоты, что и у исходного квадрата.



Рисунок 3.3 – Дислокационные полосы скольжения (текстура) в стали ($\times 200$) [13]

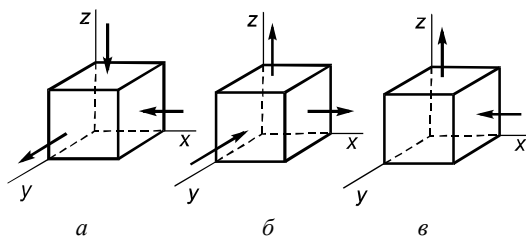


Рисунок 3.4 – Три основных вида деформированного состояния

Растяжение и сжатие относятся к объемному деформированному состоянию, а сдвиг – к плоскому деформированному состоянию. Вид деформированного состояния определяется соотношением между величинами главных деформаций e_1 , e_2 и e_3 при помощи параметра

$$v_e = \frac{2e_2 - e_1 - e_3}{e_1 - e_3}.$$

При простом растяжении $v_e = -1$; при простом сжатии $v_e = +1$; при простом сдвиге $v_e = 0$.

Необходимо различать плоское напряженное (рис. 3.6 в) и плоское деформированное состояния (см. рис. 3.4 в). При плоском напряженном состоянии в направлении второй оси отсутствует нормальное напряжение:

$$(\sigma_Y(\sigma_2) = 0, \sigma_X(\sigma_1) = +\sigma, \sigma_Z(\sigma_3) = -\sigma),$$

но есть деформация ($e_2 > 0$); при плоском деформированном состоянии в направлении второй оси присутствует нормальное напряжение

$$(\sigma_Y(\sigma_2) = [\sigma_X(\sigma_1) + \sigma_Z(\sigma_3)]/2),$$

но нет деформации ($e_2 = 0$).

Процесс резания пластичных материалов чаще всего сопровождается **деформацией простого сдвига** (см. рис. 3.5 б).

Напряженные состояния в начальный и конечный моменты деформации простого сдвига представлены на рис. 3.7. В начальный момент деформирования главные касательные напряжения τ_{XZ} и τ_{ZX} действуют на сторонах квадрата и составляют с главными осями 1–3

угол, равный 45° . Главные нормальные напряжения σ_1 и σ_3 направлены по диагоналям квадрата. Так как

$$\sigma_X = \sigma_Y = 0,$$

то

$$\sigma_1 = -\sigma_3 = \tau_{XZ}.$$

В конечный момент деформирования на сторонах квадрата, параллельных оси X , действующие касательные напряжения оста-

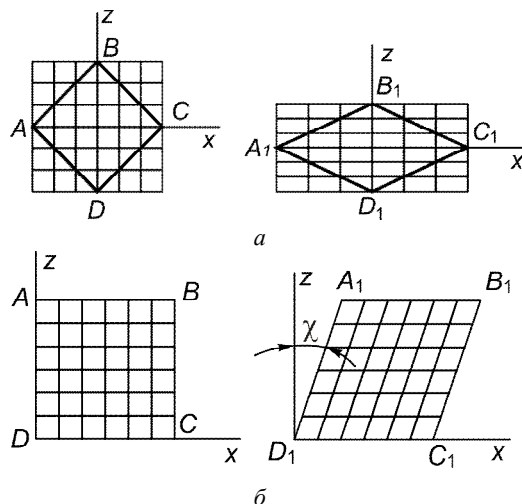


Рисунок 3.5 – Схемы деформации чистого и простого сдвига

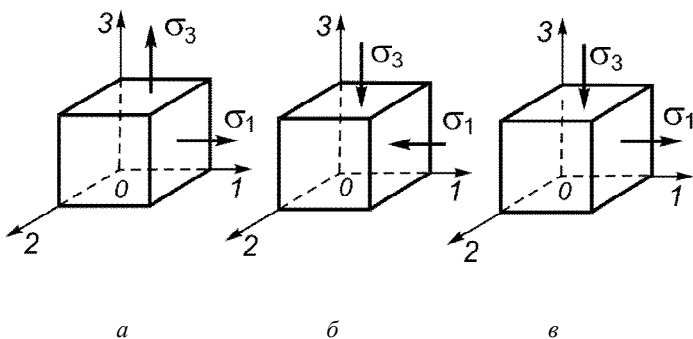


Рисунок 3.6 – Три основных вида напряженного состояния:
а – растяжение; б – сжатие; в – сдвиг

ются неизменными, а на остальных сторонах появляются нормальные

$$\sigma_\chi = \tau_{XZ} \sin 2\chi$$

и касательные

$$\tau_\chi = \tau_{XZ} \cos 2\chi$$

напряжения.

Расстояние Δs (рис. 3.8), на которое верхняя сторона квадрата сдвинулась относительно нижней, называют абсолютным сдвигом. Мерой деформации простого сдвига является **относительный сдвиг** ε , равный отношению абсолютного сдвига к высоте сдвигаемого слоя, т.е. $\varepsilon = \frac{\Delta s}{\Delta x}$, что геометрически равно тангенсу угла χ наклона сторон параллелограмма к оси Z (см. рис. 3.5).

В результате деформирования вписанный в квадрат круг радиуса r_0 превращается в эллипс с полуосями r_1 и r_2 . Оси 1^1-1^1 и 2^1-2^1 определяют направления наибольших деформаций растяжения и сжатия. При резании в направлении оси 1^1-1^1 ориентируются деформированные зерна металла, образуя **текстуру**, отчетливо видную на микрошлифах обработанных заготовок. Углы, определяющие направления осей (углы текстуры), могут быть определены с помощью выражений [2]:

$$\operatorname{ctg} \alpha_1^1 = \frac{\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + 4}}{2} \quad \text{и} \quad \operatorname{ctg} \alpha_2^1 = \frac{\varepsilon - \sqrt{\varepsilon^2 + 4}}{2} \quad (3.1)$$

М.И. Клушин [4] показал, что главные истинные деформации при простом сдвиге:

$$e_1 = \frac{1}{2}\varepsilon \quad \text{и} \quad e_3 = -\frac{1}{2}\varepsilon,$$

а истинный сдвиг (g), равный разности истинных деформаций, соответствует относительному сдвигу, т.е.

$$g = e_1 - e_3 = \varepsilon.$$

В теории пластических деформаций для сравнения различных процессов деформирования пользуются так называемой интенсивностью деформации [6]:

$$e_i = \frac{\sqrt{3}}{2} \sqrt{(e_1 - e_2)^2 + (e_2 - e_3)^2 + (e_3 - e_1)^2}. \quad (3.2)$$

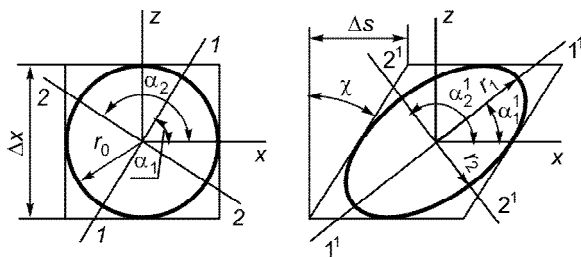


Рисунок 3.8 – Схема направлений деформаций простого сдвига

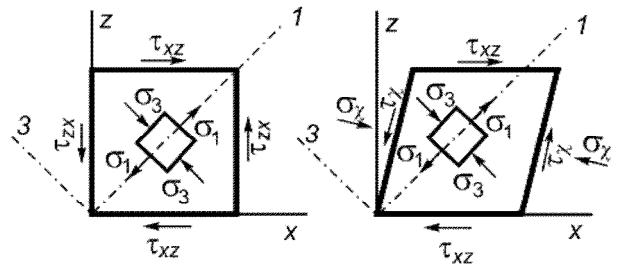


Рисунок 3.7 – Напряженное состояние в начальный и конечный момент деформации простого сдвига

Так как при простом сдвиге $e_2 = 0$ и $e_1 = -e_3$, то выражение принимает вид:

$$e_i = \sqrt{3}e_1/2.$$

Учитывая, что $e_1 = \varepsilon/2$, интенсивность деформации простого сдвига

$$e_i = \varepsilon/\sqrt{3}.$$

Удельная работа пластической деформации [6]:

$$E_d = \sigma_1 e_1 + \sigma_2 e_2 + \sigma_3 e_3 .$$

Очевидно, при простом сдвиге $E_d = 2\sigma_1 e_1$. Выражая E_d через главные касательные напряжения, получим

$$E_d = \tau_{XZ} g_{XZ}$$

или

$$E_d = \tau \varepsilon . \quad (3.3)$$

Как в экспериментальных, так и в теоретических исследованиях большое внимание уделяется нахождению условия перехода деформированного материала в пластическое состояние, так называемому условию пластичности. В работах по механике резания используют условие пластичности Мизеса. Согласно этому условию пластические деформации происходят, когда соотношение между главными напряжениями достигает некоторой постоянной (для данных условий деформирования) величины:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \geq 2R_{eH}^2 , \quad (3.4)$$

где R_{eH} — характеризует механические свойства материала в данных конкретных условиях деформирования и называется пределом текучести при растяжении-сжатии.

Этот параметр связан с пределом текучести при сдвиге τ_T соотношением:

$$\tau_T = \frac{R_{eH}}{\sqrt{3}} . \quad (3.5)$$

Выбор модели, описывающей изменение предела текучести в процессе деформации, основывается на применении соответствующей теории. Так теория идеально-пластического тела допускает, что предел текучести деформируемого материала в процессе деформации остается постоянным. Эта теория широко применяется для описания процессов горячей обработки давлением.

Другая теория — течения — учитывает только деформационное упрочнение материала. Она применяется для холодной обработки давлением, статических испытаниях на растяжение и сжатие.

Поскольку условия деформации при резании характеризуются чрезвычайно большими скоростями $\dot{\varepsilon} = d\varepsilon / dt = 10^3 \dots 10^4 \text{ с}^{-1}$ (а при шлифовании $\dot{\varepsilon} = 10^5 \dots 10^6 \text{ с}^{-1}$), тогда как при стандартных методах испытаний — $\dot{\varepsilon} = 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ (т.е. превышают последние больше, чем на 8 порядков), а также высокими температурами, возникает вопрос об определении действительно-го предела текучести с учетом скорости и температуры деформации.

Исследованиями Т.Н. Лоладзе [14] установлено, что скорость деформации до какого-то предела ($\varepsilon \approx 1$) вызывает упрочнение материала, т.е. повышение R_{eH} , а после его превышения наступает насыщение упрочнения и материал по своим свойствам приближается к идеально пластическому телу.

Для условий резания металлов представляет особый интерес учет влияния температуры, вызванного деформациями в адиабатических условиях, т.е. в таких условиях, когда вся теплота остается в том объеме материала, в котором она выделилась при деформировании. Эта температура вызывает разупрочняющее действие, но степень ее влияния из-за инерционности процесса нагрева в свою очередь зависит от скорости деформации. Обобщенные зависимости, полученные рядом авторов, по-разному оценивают это взаимное влияние.

Следует отметить, что взаимно ослабляющие эффекты от действия температуры и скорости деформации в некоторых практических случаях позволяют сделать вывод об отсутствии видимого эффекта влияния скорости деформации и температуры на предел текучести. Это дало повод Н.Н. Зореву [16] и другим ученым выдвинуть предположение, что предел текучести на сдвиг при резании равен его значению при стандартных испытаниях, экстраполированному на значение истинного относительного сдвига, равного 2,5. Для углеродистых и малолегированных сталей эта гипотеза дает эмпирическую формулу [16], которая, несмотря на ее простоту, хорошо согласовывалась с экспериментами:

$$\tau_T = \frac{0,6R_m}{1-1,7Z},$$

где Z – относительное сужение испытываемого образца при разрыве.

3.2. Способы изучения зоны стружкообразования

Вопросам изучения зоны стружкообразования при обработке различных материалов уделяется большое внимание. Все существующие способы исследования можно условно разделить на следующие группы:

- экспериментальные, исследующие непосредственно процесс резания;
- экспериментальные, исследующие зону стружкообразования прямыми методами;
- экспериментальные, исследующие зону стружкообразования путем физического моделирования;
- расчетно-аналитические (математическое моделирование или симуляция).

Рассмотрим их особенности. **Непосредственное исследование зоны резания** можно осуществить визуально при микроскоростях резания, используя специальные микроскопы; с помощью скоростной (с частотой до 10 000 кадров в секунду) кино- или видеосъемки зоны резания. Для большей информативности на полированную боковую поверхность заготовки наносится координатная сетка с постоянным шагом. Используя аппарат математической теории пластичности, по размерам искаженной после обработки делительной сетки можно оценить положение зоны деформации, закономерности формирования стружки и другие факторы (рис. 3.9).

Зону стружкообразования при резании можно оценить также, анализируя образец, полученный после **мгновенной остановки процесса резания** с помощью специальных устройств. Из полученного образца, называемого «**корень стружки**», изготавливают микрошлиф, который рассматривают под микроскопом при увеличении в 25–200 раз или делают микрофотографию. Изменение структуры материала стружки и зоны деформации по сравнению со

структурой недеформированного материала, направление текстуры позволяют установить границы зоны деформации и судить о деформационных процессах, в ней происходивших (рис. 3.10).

«Корни стружек» могут изучаться и на образцах с нанесенной делительной сеткой с ячейками круглой или квадратной формы (рис. 3.11).

К первой группе можно также отнести и **способ выявления линий скольжения**. Боковая поверхность «корня стружки» подвергается травлению, и линии скольжения при этом выявляются в виде темных полос. Разновидностью способа является нанесение на торце заготовки оксидной пленки, достаточно прочно связанной с основным металлом. Оксидная пленка отделяется от поверхности при интенсивности деформации 0,03...0,15, в результате чего на поверхности возникают линии скольжения, по которым можно определить направление сдвига.



Рисунок 3.9 – Искажение координатной сетки в результате деформации

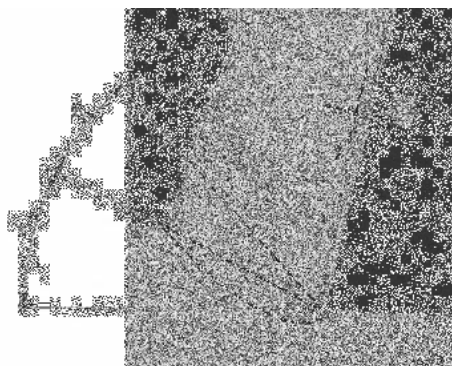


Рисунок 3.10 – Микрошлиф «корня стружки»

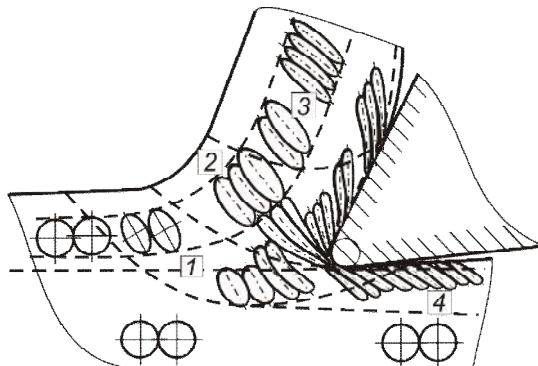


Рисунок 3.11 – «Корень стружки» с координатной сеткой

Характерным представителем **второй группы** является **способ определения напряженного состояния по изменению твердости**. Он основан на том, что при деформации металлов между касательными напряжениями и твердостью существует зависимость $\tau = 0,185HV$. На боковой поверхности детали наносится сетка с достаточно малым шагом и в каждом из квадратов определяется твердость (микротвердость) [17]. По точкам равной твердости строятся границы областей деформаций (рис. 3.12).

К группе физического моделирования можно отнести **поляризационно-оптический способ и способ лазерной интерферометрии**. Поляризационно-оптический метод или метод фотоупругости основан на том, что прозрачные изотропные тела при действии на них внешних сил становятся анизотропными, и, если их рассматривать в поляризованном свете, то интерференционная картина позволяет определить величину и знак действующих напряжений. В результате нагружения в поляризованном свете по картине полос (рис. 3.13) можно определить главные напряжения, деформации и их направление. Однако метод дает точные величины нормальных и касательных напряжений только в упругой области, в то время как в

зоне резания происходит значительная пластическая деформация, изменяющая распределение напряжений. Поэтому с помощью поляризационно-оптического метода можно получить только качественное и приближенное представление о распределении напряжений в зоне деформации.

При использовании *способа лазерной интерферометрии* полированную зеркальную боковую поверхность режущего инструмента освещают пучком когерентного монохроматического излучения от оптического квантового генератора. Интерференционную картину, характеризующую деформации инструмента в текущий момент времени, формируют между опорным и отраженным от поверхности инструмента лучами. Кинокамера фиксирует изменение интерференционных полос ненагруженного и нагруженного деформированного инструмента, по которым судят о величине действующих напряжений [27].

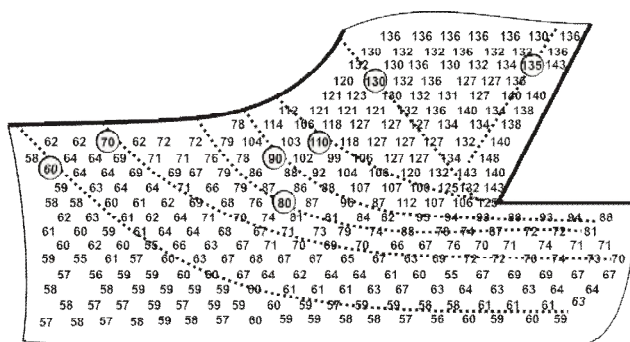


Рисунок 3.12 – Расположение точек (линий) равной твердости на «корне стружки» (Г.Д. Дель)



Рисунок 3.13 – Картина напряжений в оптически активном материале

К указанной группе можно отнести также *электро-тензометрический способ*, когда на поверхность детали наклеивают тензометрические датчики и по их показаниям после приложения нагрузки фиксируют напряжения и их знак.

Способы математического моделирования позволяют определить параметры стружкообразования без проведения экспериментальных исследований. Они основаны на том, что процесс резания представляют как процесс деформации тела с определенными свойствами и закономерностями поведения.

Так, модель, предложенная в 1951 г. [19], рассматривает сетку линий скольжения в виде простого треугольника ортогональных линий ABC (рис. 3.14), в котором материал находится в пластическом состоянии. Путем анализа распределения напряжений в зоне сдвига и на передней поверхности определяют основные соотношения между параметрами зоны деформации.

В последнее время эта модель усовершенствована с учетом взаимосвязей между свойствами обрабатываемого материала, температурой в зоне стружкообразования и деформационным упрочнением [20].

Широкое распространение в настоящее время получил способ численно-математического моделирования, называемый методом конечных элементов (МКЭ). В обра-

ботке резанием МКЭ применяют с одной стороны, когда изучают напряжения, деформации, поля температур в зоне резания, с другой – моделируют напряженное и температурное состояние металлорежущих инструментов под рабочей нагрузкой.

Этим методом выявлен характер влияния основных факторов резания на поля напряжений, обнаружен ряд особенностей тепловыделения и пластического деформирования на различных участках зоны резания (рис. 3.15).

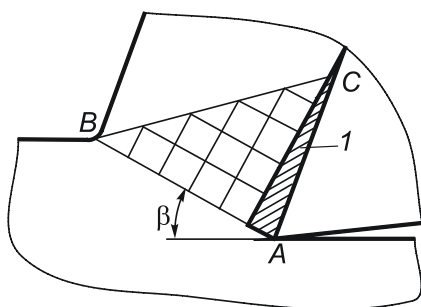


Рисунок 3.14 – Схема модели зоны стружкообразования [19]

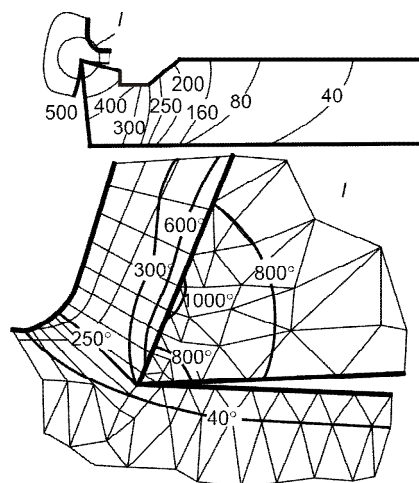


Рисунок 3.15 – Схема разбивки и расчет температурного поля методом конечных элементов [21]

3.3. Типы стружек при резании пластичных и хрупких материалов

Перечисленными выше способами исследований было установлено, что резание представляет собой очень сложную саморегулирующуюся систему, которая мгновенно реагирует на изменение любого параметра процесса изменением всей картины. Первым проявлением такой реакции являются разные типы стружек, которые образуются в результате резания. Этот факт был установлен еще в ходе первых опытов И.А. Тимме в 1870 г., и тогда же была дана классификация типов стружек, которая оказалась настолько удачной, что ею пользуются и в настоящее время. Согласно исследованиям И.А. Тиме, при резании конструкционных материалов в любых условиях существуют два способа преобразования срезаемого слоя в стружку:

- за счет сдвиговых деформаций, происходящих при воздействии передней поверхности инструмента на срезаемый слой (стружки сдвига);
- в результате отрыва элемента срезаемого слоя режущим лезвием инструмента (стружка отрыва).

Исходя из этого, были выделены три вида стружек сдвига: *элементная*, *суставчатая*, *сливная* и одна – стружка отрыва, называемая *стружкой надлома* (рис. 3.16).

Элементная стружка (рис. 3.16 а) состоит из отдельных «элементов», приблизительно одинаковой формы, не связанных или слабо связанных друг с другом. Границу *нт*,

отделяющую образовавшийся элемент стружки от срезаемого слоя, называют поверхностью сдвига (скалывания). Физически она представляет собой поверхность, по которой в процессе резания периодически происходит разрушение срезаемого слоя.

У **суставчатой стружки** (рис. 3.16 б) разделение ее на отдельные части не происходит. Поверхность сдвига (скалывания) только наметилась, но она не пронизывает стружку по всей толщине. Поэтому стружка состоит как бы из отдельных суставов без нарушения связи между ними.

Основным признаком **сливной стружки** (рис. 3.16 в) является ее сплошность (непрерывность). Если на пути движения сливной стружки нет никаких препятствий, то она сходит непрерывной лентой, завиваясь в плоскую или винтовую спираль, пока часть стружки не отламывается под действием собственного веса. Такая стружка наиболее сложно удаляется из зоны обработки и является нежелательной, в отличие от элементной и суставчатой, особенно при обработке на станках-автоматах и с ЧПУ.

Поверхность стружки 1 (см. рис. 3.16 в), прилегающую к передней поверхности инструмента, называют контактной стороной (поверхностью). Она сравнительно гладкая, а при высоких скоростях резания отполирована в результате трения о переднюю поверхность инструмента. Ее противоположную поверхность 2 называют свободной стороной (поверхностью) стружки. Она покрыта мелкими зазубринами (насечкой) и при высоких скоростях резания имеет бархатистый вид. Стружка соприкасается с передней поверхностью инструмента в пределах площадки контакта, длина которой обозначена через l_1 , а ширина равна рабочей длине главной режущей кромки.

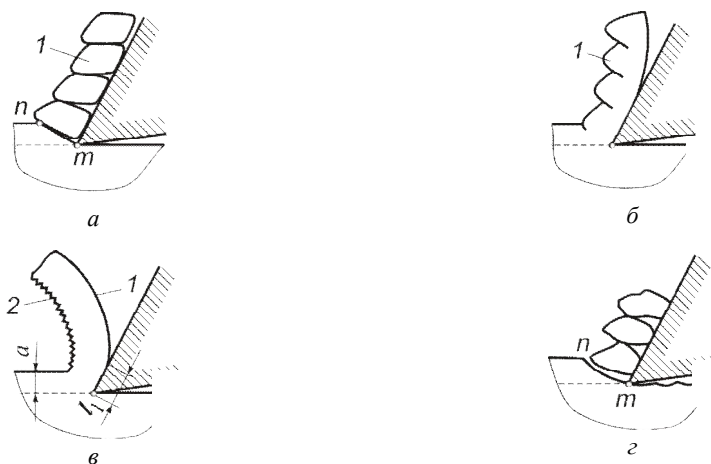


Рисунок 3.16 – Типы стружек при резании: а – элементная; б – суставчатая; в – сливная; г – надлома

Стружка надлома (рис. 3.16 г) состоит из отдельных, не связанных друг с другом кусочков различной формы и размеров. Образованию стружки надлома сопутствует мелкая металлическая пыль. Поверхность разрушения nm может располагаться ниже поверхности резания, в результате чего последняя покрыта следами от выломанных из нее объемов стружки.

Классификация И.А. Тиме не потеряла своего значения и в наше время, хотя и подверглась значительной конкретизации. Например, только при обработке стали известно вы-

ше 30 разновидностей стружки (рис. 3.17). Подобная классификация используется и в стандартах западных стран (рис. 3.18).

Тип стружки во многом зависит от рода и механических свойств обрабатываемого материала. При резании пластичных материалов возможно образование первых трех типов стружки: элементной, суставчатой и сливной. По мере увеличения твердости и прочности обрабатываемого материала сливная стружка переходит в суставчатую, а затем в элементную. При обработке хрупких материалов чаще образуется элементная стружка, или реже – стружка надлома. С повышением твердости материала, например чугуна, элементная стружка переходит в стружку надлома.

Класс 1 – непрерывная								
Неустойчивые виды (лента)				Устойчивые виды (спираль)				
Шпа-га	Гофра	Путанная	Случайная спираль	Пло-ская	Винтовая			
					Телескопи-ческая	Цилиндри-ческая	Косая	Пря-мая
Клас 2 – дробленная								
Лента				Спираль в отрезках многовитковая				
						Спираль одновитковая		
						Полувитковые элементы спирали		
						Связанные полувитки		

Рисунок 3.17 – Виды сливных стружек при обработке сталей [26]

Из геометрических параметров инструмента наиболее сильно на тип стружки влияют передний угол γ и угол наклона главной кромки λ . При обработке пластичных материалов влияние углов γ и λ принципиально одинаково: по мере их увеличения элементная стружка переходит в суставчатую, а затем в сливную. При резании хрупких материалов при больших передних углах может образовываться стружка надлома, которая по мере уменьшения переднего угла переходит в элементную. При увеличении угла наклона главной кромки стружка постепенно превращается в элементную.


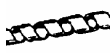




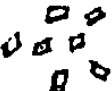












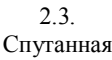
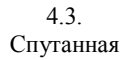
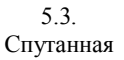
1. Стружка ленточная	2. Винтовая трубчатая	3. Стружка спиральная	4. Стружка винтовая открытая	5. Стружка винтовая закрытая	6. Стружка чешуйчатая	7. Стружка элементная	8. Стружка игольчатая
							
1.1. Длинная	1.1. Длинная	3.1. Плоская	4.1. Длинная	5.1. Длинная	6.1. Связанная		
							
1.2. Короткая	2.2. Короткая	3.2. Коническая	4.2. Короткая	5.2. Короткая	6.2. Разделенная		
							
1.3. Спутанная	2.3. Спутанная		4.3. Спутанная	5.3. Спутанная			
							

Рисунок 3.18 – Классификация видов стружки по стандарту ISO 3685-1977 [9]

Увеличение подачи приводит при резании пластичных материалов к последовательному переходу от сливной стружки к суставчатой и элементной. При резании хрупких материалов с увеличением подачи элементная стружка переходит в стружку надлома. Глубина резания на тип стружки практически не влияет.

Наиболее сложно на тип стружки влияет скорость резания. При резании большинства углеродистых и легированных конструкционных сталей, если исключить зону скоростей резания, при которых образуется нарост (см. п. 3.11), по мере увеличения скорости резания стружка из элементной становится суставчатой, а затем сливной. Однако при обработке некоторых жаропрочных сталей и сплавов, титановых сплавов повышение скорости резания, наоборот, превращает сливную стружку в элементную. Физическая причина этого явления до настоящего времени полностью не выяснена. Повышение скорости резания при обработке хрупких материалов сопровождается переходом стружки надлома в элементную стружку с уменьшением размеров отдельных элементов и упрочнением связи между ними.

При применяемых в производстве геометрических параметрах инструментов и режимах резания основными типами стружки при резании пластичных материалов являются сливная (чаще) и суставчатая (реже). Основным типом стружки при резании хрупких материалов является элементная.

3.4. Процесс образования сливной стружки при свободном прямоугольном резании

Исследования [16, 17], проведенные с помощью метода делительной сетки (см. рис. 3.11), а также измерения микротвердости корней стружки (см. рис. 3.12) показали, что между срезаемым слоем и образовавшейся стружкой существует более или менее отчетливо выраженная переходная зона. Схема, поясняющая процесс образования сливной стружки, представлена на рис. 3.19.

Режущее лезвие инструмента через площадку контакта длиной l_1 действует на срезаемый слой толщиной a . Сосредоточенная сила R_1 , с которой передняя поверхность инстру-

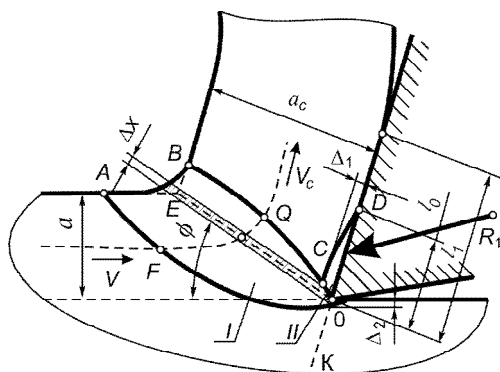


Рисунок 3.19 – Зоны первичной и вторичной деформаций при превращении срезаемого слоя в сливную стружку

мента давит на срезаемый слой, получила название **силы стружкообразования**. Линией OK обозначена нейтральная граница сжимающих (слева) и растягивающих (справа) напряжений в обрабатываемом материале ниже поверхности резания. Частица обрабатываемого материала, двигаясь навстречу лезвию инструмента, испытывает сначала упругие, а затем пластические деформации сдвига. Та часть поля напряжений, в пределах которой происходят пластические деформации, является зоной стружкообразования.

Перед передней поверхностью инструмента расположена пластическая зона I первичной деформации $OABCO$. Эта зона имеет форму клина с вершиной на лезвии инструмента. Ее нижняя граница OA вогнута и пересекает продолжение поверхности резания. Верхняя граница OB зоны выпукла и ее длина в 2–4 раза меньше длины линии OA . Линия AB плавно сопрягает предыдущую поверхность резания со свободной стороной стружки. Элемент срезаемого слоя, перемещающийся относительно инструмента со скоростью резания V , начинает деформироваться в точке F и, проходя по траектории своего движения, получает все большую степень деформации. Деформация зерна заканчивается в точке Q , где оно приобретает скорость V_c , равную скорости стружки. Поэтому левее линии OA находятся еще пластически недеформированные зерна материала срезаемого слоя, а правее линии OB – зерна материала, принадлежащие стружке.

Многочисленные эксперименты показывают, что ширина стружки по сравнению с шириной срезаемого слоя даже при свободном резании увеличивается незначительно; при несвободном резании уширение стружки еще меньше. Поэтому можно считать, что дефор-

мированное состояние в зоне стружкообразования является плоским и срезаемый слой в процессе резания претерпевает деформацию сдвига.

Причину образования объемной зоны деформации установил Н.Н. Зорев [16], представив ее в виде веера линий постоянных касательных напряжений (рис. 3.20). Вдоль каждой линии действуют касательные напряжения, равные отношению проекции силы стружкообразования на эту линию к площади сечения сдвигаемого слоя вдоль этой поверхности:

$$\tau = \frac{R_1 \cos(\varphi + \omega) \sin \varphi}{bx}, \quad (3.8)$$

где ω – угол между силой стружкообразования и направлением скорости резания, называемый углом действия; φ – угол наклона соответствующей линии напряжений.

Если вдоль линии OL напряжения достигают $\tau_{\phi 0}$ – предела прочности на сдвиг исходного материала, то зерно срезаемого слоя, попав на эту линию, получит первоначальный сдвиг и формула (3.8) запишется в виде:

$$\frac{R_1 \cos(\varphi_0 + \omega) \sin \varphi_0}{ba} = \tau_{\phi 0} \quad (3.9)$$

Однако вместе со сдвигом это зерно получит и упрочнение, являющееся неизбежным следствием любой деформации.

Поэтому дальнейшая деформация по линии OL становится невозможной, что объясняется увеличением $\tau_{\phi 0}$ в формуле (3.9) до большего значения $\tau_{\phi 1}$ первично упрочненного материала (т.е. $\tau_{\phi 1} > \tau_{\phi 0}$). Последующий сдвиг возможен при увеличении действующих напряжений (левой части уравнения 3.9), для чего необходимо увеличить угол φ . То есть следующий этап сдвига происходит по линии AO и т. д. Таким образом, последовательно пересекая линии равных напряжений в порядке их возрастания от OL до OM , зерно срезаемого слоя будет получать все большую степень деформации и упрочнения. Деформация зерна заканчивается по линии OM , где напряжения достигают предела прочности на сдвиг предельно упрочненного материала стружки. За этой линией касательные напряжения уменьшаются и сдвиг не происходит.

Если бы между передней поверхностью инструмента и контактной поверхностью стружки отсутствовало трение, то на этом деформирование зерен срезаемого слоя закончилось бы. Так как между указанными поверхностями трение имеется всегда, то зерна материала, находящиеся в непосредственной близости от контактной поверхности стружки, продолжают деформироваться и после выхода их из зоны первичной деформации. Так возникает зона II вторичной деформации (см. рис. 3.19), ограниченная передней поверхностью и линией CD . Длина зоны вторичной деформации OD приблизительно равна половине длины площадки контакта $l_0 = l_1/2$, а максимальная толщина Δ_1 в среднем составляет $0,1a_c$. Как пока-

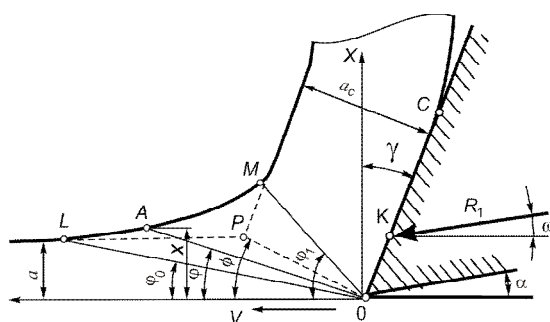


Рисунок 3.20 – Упрощенная схема стружкообразования по Н.Н. Зореву [16]

зал Н.Н. Зорев [16], зерна срезаемого слоя, проходя через зону вторичной деформации, деформируются исключительно сильно: степень деформации в зоне II может в 20 раз и более превышать среднюю деформацию стружки.

Наличие зоны вторичной деформации приводит к неоднородности конечной деформации стружки по ее толщине. На большей части толщины стружки степень деформации зерен одинакова, а в слое толщиной Δ_1 наблюдается ее резкое увеличение (см. рис. 3.19).

Двигаясь с большой скоростью, частицы обрабатываемого материала столь быстро проходят линию OL (рис. 3.21), что пластические деформации не успевают произойти и начинаются позже, на линии OL' , где действуют значительно большие напряжения, т.е. начальная граница зоны стружкообразования смещается из положения OL в положение OL' .

Совершенно аналогично запаздывают деформации на всех последующих линиях равных касательных напряжений, в том числе на линии OM . Но так как справа от линии OM напряжения начинают уменьшаться, то деформации продолжают лишь на очень малом расстоянии вправо от линии OM и прекращаются на линии OM' , не достигнув тех значений, которые имели место при малой скорости. Следовательно, при больших скоростях резания конечная граница, так же как и начальная граница зоны стружкообразования, смещаются вправо, что вызывает поворот всей зоны стружкообразования к передней поверхности инструмента. Однако смещение конечной границы зоны стружкообразования значительно меньше, чем начальной, т.к. распространение пластических деформаций вправо от линии OM ограничивается падением касательных напряжений. Поэтому при увеличении скорости резания зона стружкообразования сильно сужается, меняя свою форму.

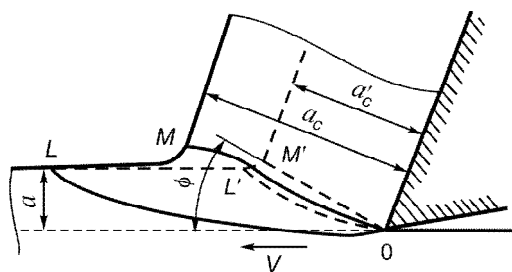


Рисунок 3.21 – Схематическое изображение влияния скорости деформации на ширину и расположение зоны стружкообразования [16]

Это послужило основанием для некоторых исследователей [10, 11, 28] схематически представить зону первичной деформации в виде области с параллельными границами (рис. 3.22). По данным [28], ширина этой зоны находится в пределах $h = a/(10 \sin \phi)$.

Установлено, что ширина зоны h при резании с малыми и средними скоростями достигает $(0,3...0,5)a$ [11]. Кроме того, обеспечение условия непрерывности скоростей деформации в области, прилегающей к вершине режущего лезвия, обязательно приводит к образованию заторможенного неподвижного тела из материала стружки OAB с размерами $h_0 \approx a$ и $C_0 \approx 0,1a$ (рис. 3.23).

Но даже в такой узкой области пластических деформаций сдвиговые процессы распределяются неравномерно (рис. 3.24). Современные исследователи выделяют зону предварительных пластических деформаций, где величина истинного сдвига равна интенсивности угловых деформаций в опытах на растяжение, и область основных деформаций. Причем, если в первой зоне проходит упрочнение материала стружки, то во второй – вместе с упрочнением начинает играть роль эффект разупрочнения, связанный с повышением контактной температуры.

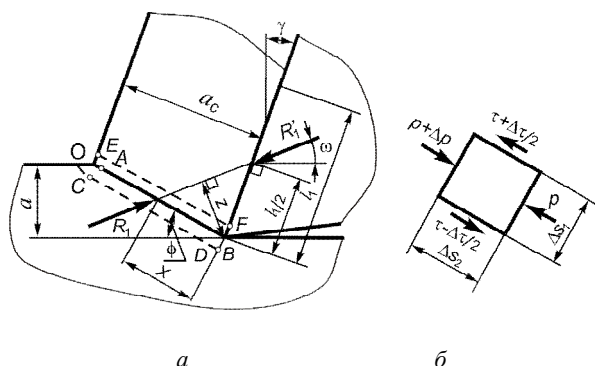


Рисунок 3.22 – Модель деформации металла при резании, предложенная [28]

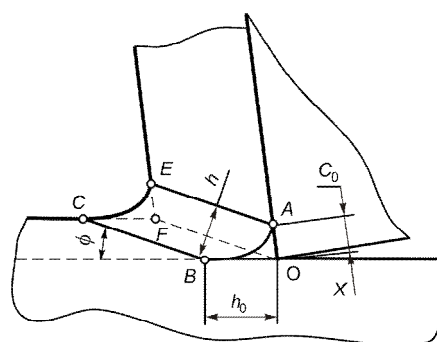


Рисунок 3.23 – Схема зоны стружкообразования с параллельными границами [11]

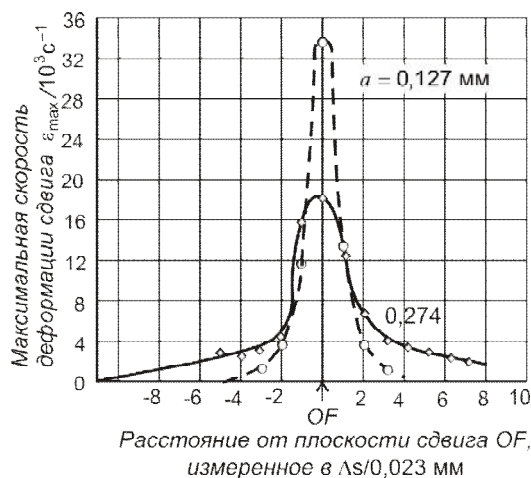
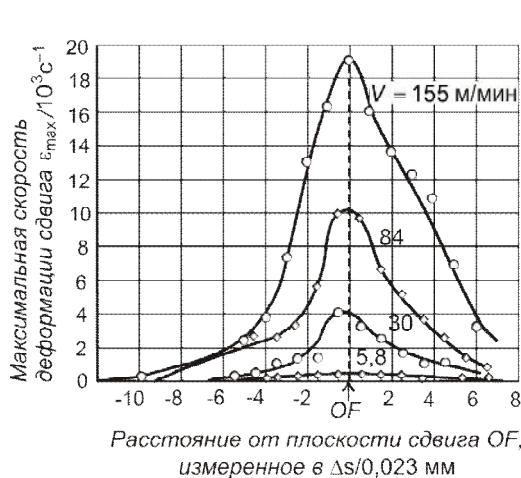


Рисунок 3.24 – Распределение скорости деформации частицы материала при прохождении ею зоны пластической деформации [28]

Это позволяет считать, что в области промышленно применяемых передних углов, толщин срезаемого слоя, а особенно скоростей резания сдвиговые деформации локализуются в очень тонком слое толщиной Δx (см. рис. 3.19), а семейство поверхностей скольжения можно заменить единственной плоскостью OE , называемой *условной плоскостью сдвига*, наклоненной к направлению скорости резания под *углом сдвига* ϕ .

При такой идеализации превращение срезаемого слоя в стружку можно представить как процесс последовательных сдвигов тонких слоев обрабатываемого материала вдоль условной плоскости сдвига. Поскольку деформированное состояние практически является плоским, то, следовательно, процесс стружкообразования должен подчиняться закономерностям простого сдвига.

Экспериментальная проверка хорошо подтверждает это положение. Средняя конечная интенсивность деформации, рассчитанная по измерению размеров искаженной в результате резания ячеек квадратной делительной сетки, мало отличается от интенсивности деформации простого сдвига, определенной на основании размеров стружки (табл. 3.1).

Наблюдаемое незначительное уширение стружки, т.е. наличие деформации в направлении второй главной оси, свидетельствует о том, что помимо деформации простого сдвига при резании имеет место деформация сжатия. Однако приведенные экспериментальные данные показывают, что доля деформации сжатия по сравнению с деформацией простого сдвига невелика. *Поэтому при инженерных расчетах, особенно при несвободном резании, можно пользоваться упрощенной моделью с единственной плоскостью сдвига, принимая деформированное состояние простого сдвига.*

Таблица 3.1 – Сравнение измеренной и расчетной интенсивности деформации при резании латуни Л70 при $a = 3$ мм и $V = 5$ м/мин [1]

Передний угол, γ°	Интенсивность деформации	Интенсивность деформации простого сдвига	% отклонения
0	1,39	1,46	5
15	0,94	0,985	11
30	0,737	0,75	7

3.5. Схема образования сливной стружки с единственной плоскостью сдвига. Определение степени деформации стружки

Предположим, что режущий инструмент должен переместиться из положения I в положение II на расстояние Δl (рис. 3.25). При этом точка Q срезаемого слоя $MNPQ$, лежащая на поверхности резания, окажется в точке Q_1 , лежащей на передней поверхности инструмента, а точка P окажется в точке P_1 лежащей на свободной стороне стружки. Таким образом, параллелограмм $MNPQ$, сдвигаясь вдоль основания MN на Δs , превращается в параллелограмм MNP_1Q_1 , который принадлежит стружке. При дальнейшем перемещении инструмента на Δl указанный процесс повторится в результате непрерывных сдвигов тонких слоев материала по условной плоскости сдвига без нарушения связи между сдвинутыми слоями, т.е. без нарушения сплошности материала стружки. Расстояние Δs есть не что иное, как абсолютный сдвиг.

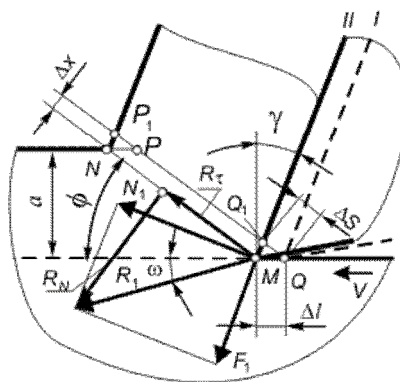


Рисунок 3.25 – Схема превращения срезаемого слоя в сливную стружку [1]

Рассмотрим физическую природу сил, действующих со стороны передней поверхности инструмента. На срезаемый слой действует нормальная сила на передней поверхности N , которая создает силу трения $F_1 = \mu N_1$ (μ – условный средний коэффициент трения между стружкой и инструментом). В сумме силы N_1 и F_1 дают силу стружкообразования R_1 , на-

клонно к поверхности резания под углом действия ω . Как следует из формулы (3.9), в плоскости MN будут действовать напряжения сдвига

$$\tau = \frac{R_1 \cos(\phi + \omega) \sin \phi}{ba}.$$

Деформация и образование стружки начнется в том случае, когда напряжение сдвига станет равным пределу текучести на сдвиг $\tau_{\phi 0}$.

Установлено, что независимо от физико-механических свойств обрабатываемого материала, значений V , a и γ касательные напряжения вдоль условной плоскости сдвига остаются постоянными, а нормальные – изменяются.

При больших значениях γ и малых коэффициентах трения на передней поверхности нормальные напряжения уменьшаются вдоль условной плоскости сдвига в направлении вершины инструмента, и в некоторой точке их знак может измениться на противоположный (рис. 3.26 *a*). Если уменьшать γ и увеличивать коэффициент трения, указанная эпюра постепенно преобразуется к виду, изображенному на рис. 3.26 *б*, где нормальные напряжения, сохраняя постоянство знака, увеличиваются при приближении к вершине.

В результате пластической деформации в стружке образуется текстура в виде полос или строчек, расположенных под некоторым углом к условной плоскости сдвига (см. рис. 3.27 *a*), называемым углом текстуры ψ . Линии текстуры представляют цепочки деформированных зерен стружки, получивших после прохождения через условную плоскость сдвига определенную форму и ориентацию.

Природа образования текстуры при простом сдвиге была рассмотрена в п. 3.1, а значение угла текстуры при превращении окружности в эллипс можно определить из выражения (3.1):

$$\operatorname{ctg} \psi = (\varepsilon + \sqrt{\varepsilon^2 + 4}) / 2,$$

где ε – относительный сдвиг при превращении срезаемого слоя в стружку.

Цепочки эллипсов в направлении их больших осей (рис. 3.27 *б*) представляют линии текстуры деформации стружки. Чем больше ε , тем меньше ψ и наоборот.

Превращение сфероидального зерна в эллипсоидальное является следствием первичной деформации срезаемого слоя при прохождении зерна через условную плоскость сдвига. Если бы отсутствовало трение стружки о переднюю поверхность, линии текстуры шли бы параллельно друг другу, сохраняя неизменным угол текстуры. Однако в слое стружки толщиной Δ_1 , прилегающем к ее контактной стороне, эллипсоидальные зерна, деформированные на первой стадии, теряют свою форму под действием силы трения F_1 , и линии текстуры искривляются вследствие вторичной деформации срезаемого слоя.

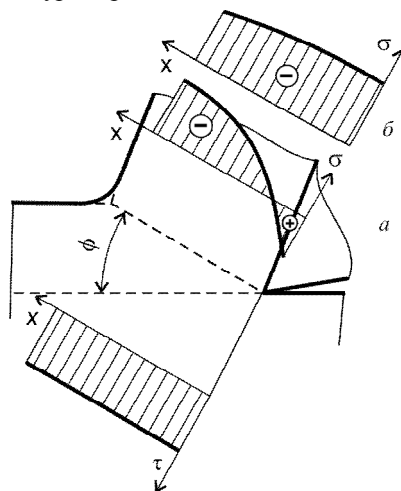


Рисунок 3.26 – Эпюры нормальных σ и касательных τ напряжений на плоскости сдвига при больших (*a*) и малых (*б*) передних углах [29]

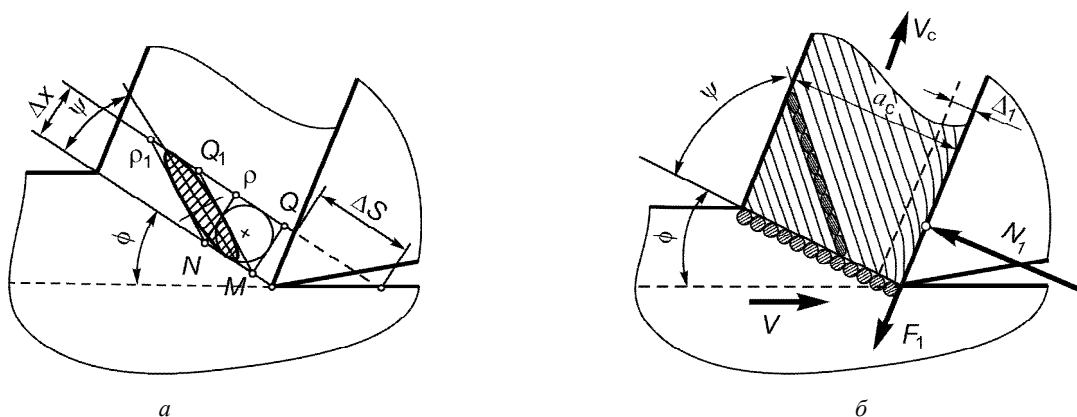


Рисунок 3.27 – Схема превращения сфероидального зерна в эллипсоидальное (а) и формирование текстуры (б)

Мерой деформации простого сдвига является относительный сдвиг. Определим его при резании. На основании рис. 3.28 величина абсолютного сдвига $\Delta s = \overline{mp} + \overline{pq}$. Выразим отрезки \overline{mp} и \overline{pq} через толщину Δx сдвигаемого слоя:

$$\overline{mp} = \Delta x \operatorname{ctg} \phi;$$

$$\overline{pq} = \Delta x \operatorname{ctg} \delta = \Delta x \operatorname{ctg}[90^\circ - (\phi - \gamma)] = \Delta x \operatorname{tg}(\phi - \gamma).$$

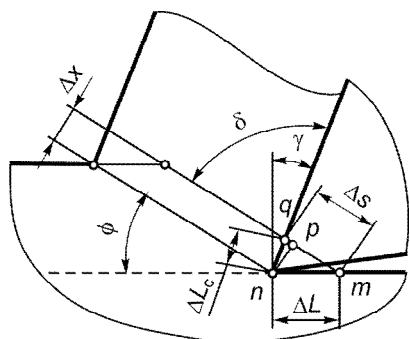
Тогда

$$\Delta s = \Delta x [\operatorname{ctg} \phi + \operatorname{tg}(\phi - \gamma)].$$

Так как $\varepsilon = \Delta s / \Delta x$, то выражение для определения относительного сдвига при резании принимает вид:

$$\varepsilon = \operatorname{ctg} \phi + \operatorname{tg}(\phi - \gamma) \quad (3.10)$$

Из этой формулы следует, что при известном переднем угле инструмента для определения относительного сдвига необходимо знать величину угла сдвига. Его можно определить по соотношению между длиной стружки ΔL_c и длиной пути резания ΔL , на котором она была снята. Из треугольника mnq имеем:



и

$$\frac{\Delta L_c}{\sin \phi} = \frac{\Delta L}{\sin \delta} = \frac{\Delta L}{\cos(\phi - \gamma)}$$

$$\frac{\Delta L}{\Delta L_c} = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi}.$$

Рисунок 3.28 – Схема для определения относительного сдвига при резании

Отношение $\Delta L / \Delta L_c = K_L$ получило название *коэффициента продольной усадки* или укорочения стружки, а выражение

$$K_L = \frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi} \quad (3.11)$$

называют формулой Тиме. Используя формулу Тиме, можно определить угол сдвига через коэффициент усадки стружки:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \quad (3.12)$$

Несмотря на значительную идеализацию процесса превращения срезаемого слоя в стружку при замене зоны первичной деформации единственной плоскостью сдвига, формула Тиме точно выражает связь между коэффициентом усадки стружки и углом сдвига, так как есть следствием условия сплошности материала сливной стружки. Поэтому зависимости (3.11) и (3.12) хорошо подтверждаются экспериментом. Таким образом, если по длинам срезаемого слоя и стружки определить коэффициент усадки стружки, то с помощью формул (3.12) и (3.10) можно подсчитать угол сдвига и относительный сдвиг.

Используя формулу (3.12), можно найти непосредственную связь между относительным сдвигом и коэффициентом усадки стружки. Подставив формулу (3.12) в выражение (3.10), получим

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin \gamma + 1}{K_L \cos \gamma} \quad (3.13)$$

Имея величину относительного сдвига, по формуле из п. 3.1 можно определить интенсивность деформации

$$e_i = \varepsilon / \sqrt{3} \quad (3.14)$$

Процессу резания свойственна очень высокая степень деформации и соответственно этому большая величина сдвигающих напряжений на условной плоскости сдвига. На рис. 3.29 показано сопоставление зависимостей между сдвигающими напряжениями и относительным сдвигом при резании и при механических испытаниях некоторых легированных сталей. Как видно, величина относительного сдвига при резании в 2,5...3 раза, а сдвигающих напряжений в 1,5 раза больше, чем при растяжении и сжатии.

Ранее предполагалось, что при такой высокой степени деформации срезаемого слоя напряжение сдвига практически не зависит от условий резания, а определяется только свойствами материала обрабатываемой детали. Такой эффект объяснялся тем, что при резании материал обрабатываемой детали претерпевает столь большую деформацию, что его запас пластичности исчерпывается, а упрочнение приближается к пределу. Современными исследованиями установлено, что они могут изменяться как в одну, так и в другую сторону.

Как установлено, зависимости отношения напряжений τ_ϕ / S_b от истинного сдвига распадаются (по крайней мере) на две группы кривых (рис. 3.30). Первая группа (кривые 1 и 2) имеют явно выраженную тенденцию уменьшения средних касательных напряжений с ростом

истинного сдвига. Эти материалы имеют пониженную склонность к деформационному упрочнению и невысокое отношение $\tau_\phi/S_b = 0,55 \dots 0,7$. Для них показатель степени в формуле (3.6) равен $m = 0,08 \dots 0,1$. При таких малых значениях коэффициента деформационного упрочнения m преобладает разупрочняющее влияние температуры. При этом значительная часть деформации в зоне сдвига происходит в локализованной области.

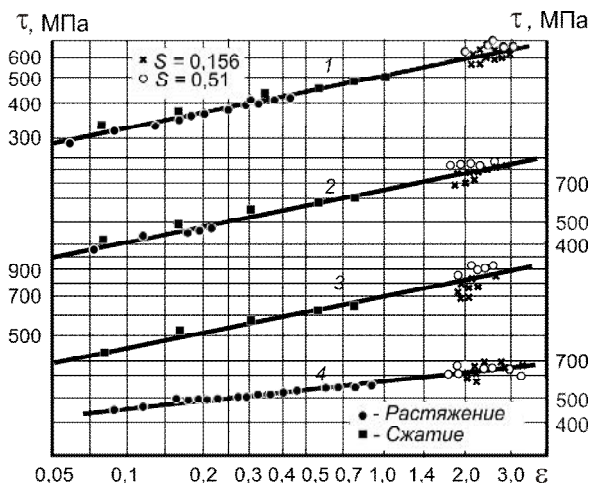


Рисунок 3.29 – Сопоставление зависимостей между максимальными касательными напряжениями и деформацией сдвига при резании, растяжении и сжатии [16] ($t = 4$ мм; $V = 12 \dots 280$ м/мин):

1 – сталь 60; 2 – сталь У8; 3 – сталь У12; 4 – сталь 18ХНВ; ● и ■ – максимальные касательные напряжения при растяжении, сжатии; ○ и × – при резании с подачами 0,51 и 0,156 мм/об

сти сдвига, можно определить из рис. 3.31. Разложив вектор скорости резания на векторы V_τ и V_F скоростей сдвига и трения по передней поверхности, будем иметь:

$$\frac{V_\tau}{\sin(90^\circ - \gamma)} = \frac{V}{\sin \delta}; \quad \frac{V_\tau}{\cos \gamma} = \frac{V}{\cos(\phi - \gamma)}.$$

Отсюда скорость сдвига

$$V_\tau = V \frac{\cos \gamma}{\cos(\phi - \gamma)}.$$

Время деформации равно абсолютному сдвигу Δs , поделенному на скорость сдвига V_τ . Тогда скорость деформации $\dot{\epsilon}$ как отношение относительной деформации к времени деформации равна:

$$\dot{\epsilon} = \frac{\epsilon}{\Delta s / V_\tau} = \frac{V_\tau}{\Delta x}.$$

В результате этого снижается уровень средних касательных напряжений, причем тем сильнее, чем больше конечный истинный сдвиг.

Для второй группы сталей (кривые 3 и 4), имеющих более высокую склонность к деформационному упрочнению ($m = 0,25 \dots 0,28$), характерно более высокое значение отношения ($\tau_\phi/S_b \approx 0,85$). Зависимости касательных напряжений от деформаций для этих сталей более приближаются к стационарным или к возрастающим. При больших значениях коэффициента деформационного упрочнения (например, при $m = 0,28$ – кривая 4) влияние деформационного упрочнения преобладает над влиянием температурного разупрочнения.

Скорость V_τ , с которой осуществляется сдвиг по условной плоскости

В настоящее время отсутствуют точные сведения о толщине слоя Δx , в котором протекает деформация. Взяв для примера $V = 1$ м/с; $a = 0,2$ мм; $K_L = 2$ и $\gamma = 10^\circ$ и, определив Δx по формуле ($h = a/(10 \sin \phi)$), получим $\dot{\epsilon} = 2,4 \cdot 10^4$ с⁻¹. Таким образом, процесс резания

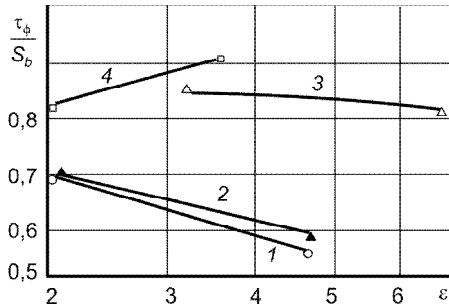


Рисунок 3.30 – Зависимости отношения касательных напряжений в плоскости сдвига к действительному пределу прочности от истинного сдвига при точении сталей [7]:

1 – сталь 35Х3МН; 2 – сталь 2Х13;
3 – сталь 00; 4 – сталь 30Х

ту усадки стружки K_L , а поэтому:

характеризуется не только очень высокой интенсивностью деформации, но и огромными скоростями деформации.

Скорость стружки V_c по величине равна скорости трения V_F (рис. 3.31), т.е.

$$\frac{V_c}{\sin \phi} = \frac{V}{\sin \delta} = \frac{V}{\cos(\phi - \gamma)},$$

откуда

$$V_c = V \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma)}.$$

Но отношение $\frac{\cos(\phi - \gamma)}{\sin \phi}$ равно коэффициенту

$$V_c = V / K_L. \quad (3.15)$$

Из формулы (3.15) следует, что скорость стружки всегда меньше скорости резания, увеличиваясь по мере уменьшения коэффициента усадки стружки.

Пластическая деформация при резании металлов внешне проявляется в том, что толщина стружки a_c становится больше толщины срезаемого слоя a (рис. 3.32), а ее ширина больше ширины срезаемого слоя, т.е. $b_c > b$. Но так как объем стружки остается прежним, оказывается, что длина стружки L_c обычно короче пути L , пройденного инструментом. Указанное изменение размеров срезаемого слоя называется *усадкой стружки* и характеризуется коэффициентами:

$$K_L = \frac{L}{L_c}; \quad K_a = \frac{a_c}{a}; \quad K_b = \frac{b_c}{b}, \quad (3.16)$$

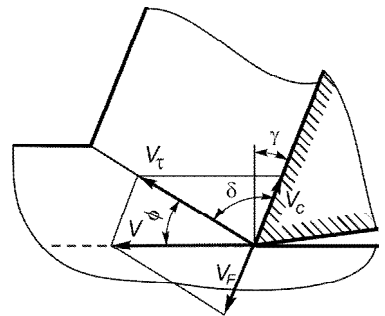


Рисунок 3.31 – Схема для определения скоростей сдвига и трения

где K_L , K_a , K_b – *коэффициенты* соответственно *укорочения*, *утолщения* и *уширения стружки*. Эти коэффициенты, как правило, больше единицы и являются косвенными показателями интенсивности пластической деформации при резании металлов. Они показывают, во сколько раз размеры стружки по длине, толщине и ширине меньше или больше соответствующих размеров срезаемого слоя. Так как объем стружки равен объему срезаемого слоя, ($Lab = L_c a_c b_c$), то $K_L = K_a K_b$.

Обычно уширение стружки даже при свободном резании невелико и составляет 5...15% от ширины срезаемого слоя, в то время как укорочение и утолщение стружки оценивается в 250...600% и более. Поэтому при черновой обработке уширением стружки можно пренебречь и считать, что $K_L = K_a$. При резании же с малыми сечениями срезаемого слоя K_b достаточно велик и достигает 1,5 и более [1]. В этих случаях даже поперечное сечение стружки не соответствует сечению среза, а приобретает форму треугольника. Поэтому при исследовании чистовых процессов отдельно рассматривают K_L , K_a и K_b .

Как указывалось выше, по коэффициенту усадки стружки можно определить величину угла сдвига ϕ . Зависимость (3.12) получена при предположении, что уширение стружки отсутствует, т.е. что коэффициенты K_L и K_a равны. С учетом же уширения стружки определение угла сдвига или относительного сдвига по формулам (3.12) и (3.13) необходимо вести не по коэффициенту усадки стружки K_L , найденному экспериментально по длине стружки, а по расчетному коэффициенту усадки

$$K_{L_p} = \frac{K_L}{K_b} = K_L \frac{b}{b_c}.$$

Все сказанное справедливо только в том случае, если сливная стружка сохраняет свою сплошность. Если же на свободной стороне сливной стружки наблюдаются достаточно большие выступы и впадины (рис. 3.33) или стружка имеет суставчатую форму, то в формулу (3.12) необходимо ввести поправку. Принимая впадину стружки за треугольник, на основании рис. 3.33, имеем

$$\Delta Lab = (\Delta L_c a_c - \Delta L_c h / 2) b_c.$$

Выразив глубину впадины h как некоторый коэффициент ξ , умноженный на толщину стружки ($h = \xi a_c$), получим

$$K_L = K_a K_b (1 - \xi / 2).$$

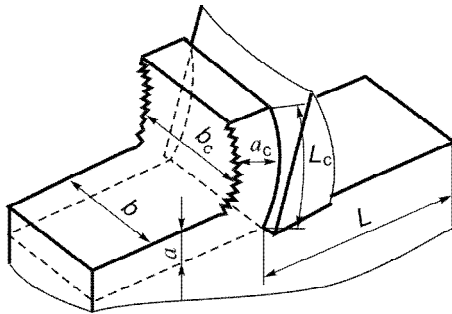


Рисунок 3.32 – Размеры срезаемого слоя и стружки

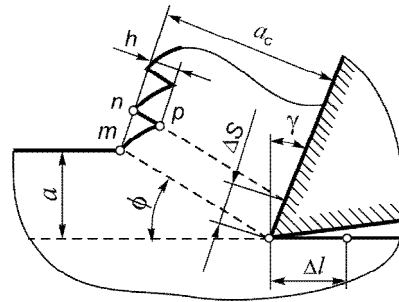


Рисунок 3.33 – Схема для определения расчетного коэффициента усадки стружки

Выражение $(1 - \xi / 2)$ можно назвать коэффициентом сплошности стружки. Обозначив его через K_ξ и считая, что $K_b = 1$, получим

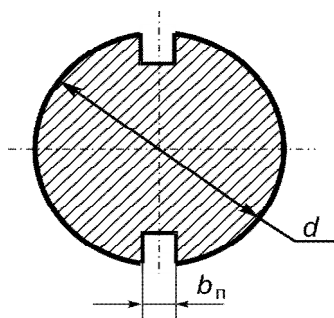
$$K_L = K_a K_\xi.$$

Так как коэффициент сплошности стружки всегда меньше единицы, то при пилообразной стружке коэффициент K_L меньше коэффициента K_a , а иногда может быть даже меньше единицы. Резание некоторых материалов это подтверждает. Например, при обработке высокопрочных титановых сплавов (например, сплава ВТЗ) в области некоторых режимов резания образуется суставчатая пилообразная стружка. При этом наблюдается явление, названное «отрицательной усадкой» стружки, при котором ее длина за счет пустот на свободной стороне становится больше длины срезаемого слоя. Коэффициент усадки, найденный по длине стружки, становится меньше единицы, достигая значений 0,75...0,9.

Коэффициент усадки определяется экспериментально двумя способами:

- измерением длины стружки, снятой с участка заготовки заданной длины;
- весовым способом.

Для реализации первого способа при точении длина срезаемого слоя на цилиндрической заготовке искусственно ограничивается с помощью продольных пазов с фиксированными расстояниями между ними (рис. 3.34). Для заготовки диаметром d и с пазом шириной b_n длина пути резания составляет:



$$L = \frac{\pi d}{2} - b_n.$$

Измерив длину нескольких стружек (по внешней прирезочной стороне) и определив среднее значение, можно получить выражение для расчета коэффициента усадки стружки по длине:

$$K_L = (0,5\pi d - b_n) / L_c.$$

Рисунок 3.34 – Форма заготовки для определения коэффициента усадки

Весовой метод используется тогда, когда трудно получить непрерывную стружку значительной длины, снятой со всего пути L . Из соотношения между коэффициентами усадки вытекает, что

$$K_L = \frac{L}{L_c} = \frac{a_c b_c}{ab} = \frac{f_c}{f},$$

где f_c и f – соответственно, площади поперечного сечения стружки и срезаемого слоя.

Площадь срезаемого слоя для элементов стружки произвольной формы длиной 10...30 мм определяется по ее весу и объему. Вес стружки рассчитывается по формуле

$$G[\text{г}] = \frac{a_c[\text{мм}] b_c[\text{мм}] L_c[\text{мм}] \rho[\text{г/см}^3]}{1000},$$

отсюда имеем площадь поперечного сечения стружки $f_c = 1000G / L_c \rho$ и зависимость для коэффициента усадки

$$K_L = \frac{1000G}{L_c \rho s t}.$$

Детальный анализ показывает, что коэффициент усадки стружки не может служить однозначным количественным показателем степени деформированности срезаемого слоя.

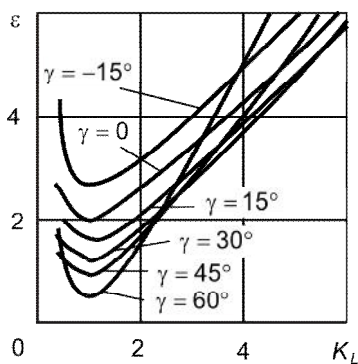


Рисунок 3.35 – Связь между относительным сдвигом и коэффициентом усадки стружки при различных углах γ [17]

Как видно из рис. 3.35, с увеличением коэффициента усадки (в пределах его значений, встречающихся при применяемых режимах резания) относительный сдвиг при постоянном переднем угле γ возрастает. Если для оценки степени деформированности срезаемого слоя пользоваться коэффициентом усадки стружки, то при $K_L = 1$ можно прийти к выводу, что деформация при резании отсутствует, хотя срезаемый слой и превратился в стружку. Это противоречит элементарным законам механики, а из рис. 3.35 следует, что при $K_L = 1$ относительный сдвиг не равен нулю, имея тем большую величину, чем меньше передний угол инструмента. Таким образом, коэффициент усадки стружки может являться лишь интегральным качественным показателем тех деформационных процессов, которые происходят в срезаемом слое, для более точного анализа необходимо пользоваться относительным сдвигом.

3.6. Особенности процессов косоугольного и несвободного резания

Косоугольное резание является более общим случаем резания по сравнению с прямоугольным. Закономерности косоугольного резания базируются на многих основных положениях, установленных для случая прямоугольного, тем не менее, они характеризуются рядом особенностей [32].

При косоугольном резании вектор скорости резания \vec{V} не перпендикулярен режущей кромке и образует некоторый угол λ с плоскостью N , нормальной к режущей кромке (см. рис. 1.11 и 1.26). Вследствие этого вектор скорости сдвига в зоне стружкообразования также не лежит в плоскости N , а отклоняется от нее на угол ϕ_1 ; соответственно и вектор скорости стружки \vec{W} отклоняется от этой плоскости на угол ψ_2 (рис. 3.36).

При косоугольном свободном резании векторы скорости резания \vec{V} , скорости сдвига \vec{U} и скорости стружки \vec{W} лежат в одной плоскости, которая является плоскостью стружкообразования. Так как передний угол в направлении схода стружки $\gamma_{стр}$ является углом между плоскостью, перпендикулярной к вектору скорости резания \vec{V} и скоростью стружки \vec{W} , то, очевидно, что при косоугольном резании этот угол зависит и от угла наклона режущей кромки λ , и угла схода стружки ψ_2 , и не равен нормальному переднему углу γ_n [32]:

$$\gamma_{стр} = \arcsin[\cos \lambda \cos \psi_2 \sin \gamma_n + \sin \lambda \sin \psi_2]. \quad (3.17)$$

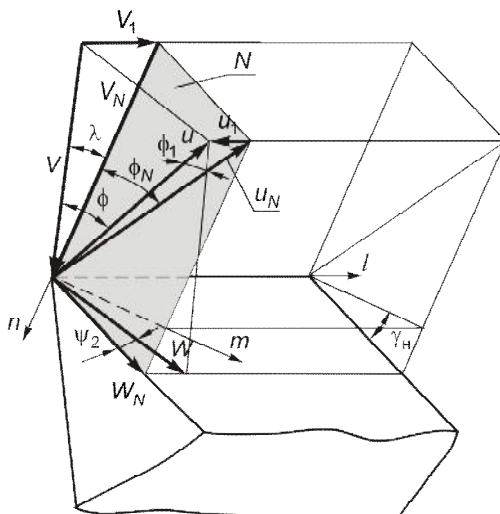


Рисунок 3.36 – Схема векторов скоростей при косоугольном свободном резании

Из формулы (3.17) следует, что передний угол резания $\gamma_{\text{стр}}$ увеличивается с увеличением угла наклона режущей кромки λ и угла схода стружки ψ_2 . Из рис. 3.37 видно, что влияние угла λ на передний угол очень велико. Угол схода стружки ψ_2 возрастает с увеличением угла λ , но уменьшается с повышением скорости резания. Это характеризуется следующей эмпирической зависимостью (ψ_2 имеет знак +, если стружка отклоняется от перпендикуляра к режущей кромке в сторону от вершины инструмента):

$$\psi_2 = -\lambda V^{-0,08}.$$

Увеличение угла λ в области средних скоростей резания сопровождается падением среднего нормального давления на передней поверхности q_N , но при этом удельная каса-

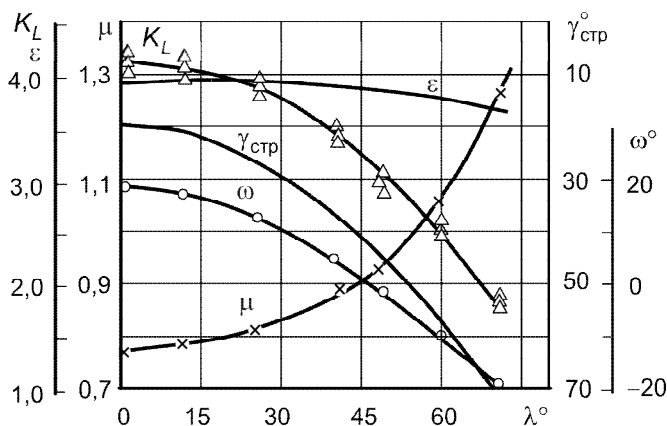


Рисунок 3.37 – Влияние угла наклона главной режущей кромки на действительный передний угол $\gamma_{\text{стр}}$, средний коэффициент трения μ , угол действия ω , относительный сдвиг ϵ и усадку стружки K_f

Дополнительное усложнение процесса стружкообразования возникает при переходе от свободного к несвободному резанию, когда обрабатываемый материал срезается несколькими сопряженными режущими кромками или одной криволинейной кромкой. Наиболее про-

стым и в то же время самым распространенным случаем несвободного резания является резание двумя сопряженными режущими кромками (рис. 3.38 *а*).

Металлографические исследования процесса стружкообразования показали, что при несвободном резании для каждой режущей кромки можно провести свою условную плоскость сдвига. В общем случае эти плоскости наклонены под различными углами к плоскостям резания. Поэтому целесообразно различать главную и вспомогательную плоскости сдвига, а также главный ϕ_0 и вспомогательный ϕ_1 углы сдвига.

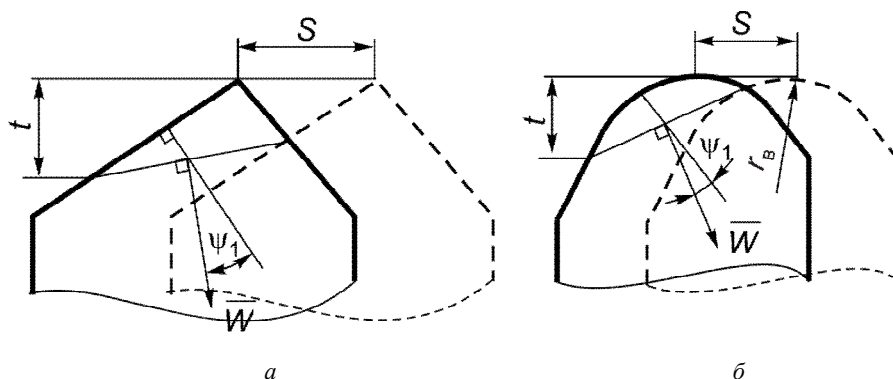


Рисунок 3.38 – Направления схода стружки при несвободном резании:
а – с прямыми режущими кромками; *б* – с радиусом округления вершины

В соответствии со сказанным, процесс стружкообразования при резании двухкромочным несвободно режущим элементом можно представить как последовательные сдвиги элементов стружки по сторонам двухгранного угла $HFEDO$ (рис. 3.39). В результате этого поперечное сечение стружки приобретает форму трапеции, суженнойверху.

Кинематический анализ такой схемы несвободного стружкообразования показывает, что из условия сплошности образующейся стружки направления сдвига на главной и вспомогательной плоскостях сдвига должны быть параллельными друг другу, т.е. вектор скорости сдвига должен быть параллелен ребру OE упомянутого двухгранного угла (см. рис. 3.39). Отсюда вытекает следующая зависимость между углами сдвига ϕ_0 и ϕ_1 (рис. 3.40):

$$\frac{\operatorname{tg} \phi_1}{\operatorname{tg} \phi_0} = \operatorname{tg} \psi_1. \quad (3.18)$$

Формула (3.18) показывает, что при несвободном резании вспомогательный угол сдвига связан с главным углом сдвига через угол схода стружки ψ_1 .

Поэтому, чтобы определить степень деформации при несвободном резании, необходимо, кроме главного угла сдвига, указать также вспомогательный угол сдвига или угол схода стружки. Тогда коэффициент усадки при несвободном резании определяется по формуле И.А. Тимме:

$$K_L = \frac{\cos(\phi - \gamma_{\text{стр}})}{\sin \phi}, \quad (3.19)$$

где ϕ – результирующий угол сдвига, связанный с углами ϕ_0 и ϕ_1 зависимостью

$$\operatorname{tg} \phi = \sqrt{\operatorname{tg}^2 \phi_0 + \operatorname{tg}^2 \phi_1} . \quad (3.20)$$

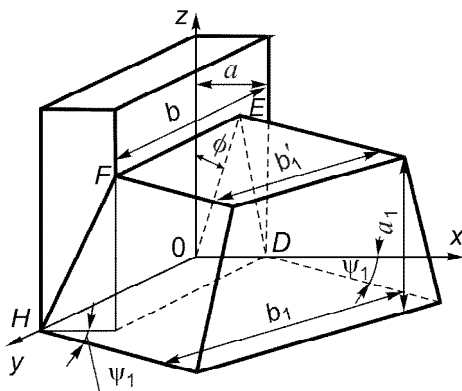


Рисунок 3.39 – Схема стружкообразования при несвободном резании:
 a – толщина срезаемого слоя; a_1 – толщина стружки; b – ширина срезаемого слоя; b_1 – ширина стружки, измеренная на контактной ее стороне; b'_1 – ширина стружки, измеренная на верхней (свободной) ее стороне; ψ_1 – угол схода стружки

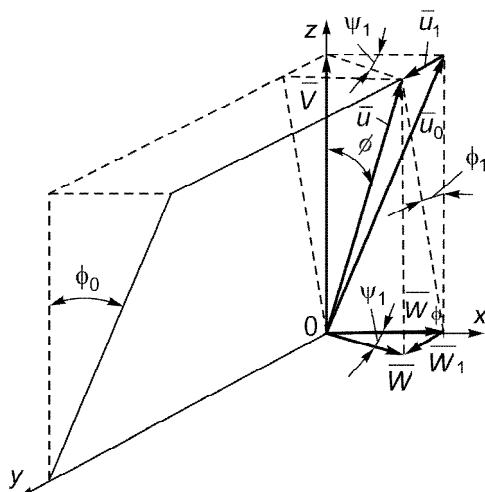


Рисунок 3.40 – Схема векторов скоростей сдвига при несвободном прямоугольном резании

Исследование баланса сил при несвободном резании показывает, что угол схода стружки определяется равновесием сил, действующих на нее со стороны главной и вспомогательной плоскостей сдвига. Величины этих сил зависят от длин рабочих участков главной и вспомогательной режущих кромок. Следовательно, угол схода стружки зависит от соотношения длин режущих кромок и угла между ними. Эта зависимость, вытекающая из условий равновесия, имеет следующий вид:

$$\sin 2\psi_1 = i \sin \varepsilon , \quad (3.21)$$

где ψ_1 – угол между направлением схода стружки и плоскостью, нормальной к наибольшей режущей кромке; i – отношение длины наименьшей режущей кромки к наибольшей; ε – угол между режущими кромками.

Для более сложных случаев несвободного резания криволинейными режущими кромками или их комбинациями с прямолинейными можно определять направление схода стружки перпендикулярно к линии, соединяющей точки входа и выхода режущих кромок из контакта со срезаемым слоем (см. рис. 3.38) [33].

Если режущая кромка, работающая в условиях несвободного резания, наклонена еще и на угол λ , то суммарный угол схода стружки определяется путем решения уравнения

$$(\operatorname{arcsin} i) \sin \varepsilon = \operatorname{arctg} [\operatorname{tg} \lambda \cos(\psi_1 + \psi_2) + \operatorname{tg} \gamma_{\text{ср}} \sin(\psi_1 + \psi_2)] .$$

3.7. Схема образования элементной стружки

Исследованиями искажения делительной сетки в зоне стружкообразования при обработке малопластичных и хрупких материалов установлено, что прежде чем произойдет разрушение по плоскости скалывания mn (рис. 3.41), в объеме будущего элемента стружки возникают значительные деформации сжатия, вызывающие течение материала срезаемого слоя вдоль и перпендикулярно режущей кромке инструмента. С учетом этого превращение срезаемого слоя в элемент стружки происходит следующим образом (рис. 3.42). При перемещении инструмента на расстояние Δl его передняя поверхность деформирует объем материала, ограниченный параллелограммом M_0MNV_0 . Когда напряжения сжатия превзойдут предел текучести деформируемого материала, начнется его перемещение по передней поверхности лезвия инструмента и точка M_0 совпадет не с точкой K , как это бывает при образовании сливной стружки, а с точкой Q . Одновременно сторона M_0N_0 параллелограмма укорачивается до QP . В результате элемент срезаемого слоя M_0MNV_0 превращается в элемент стружки $MNPQ$. Когда запас пластичности обрабатываемого материала будет исчерпан, начинается его разрушение по плоскости скалывания, и сколотый элемент перемещается вверх по передней поверхности лезвия инструмента. Чем больше степень деформации срезаемого слоя, тем больше форма элемента стружки в виде трапеции $MNPQ$ приближается к треугольной. При этом сторона MN элемента стружки получает значительно большее уширение, чем при образовании сливной стружки.

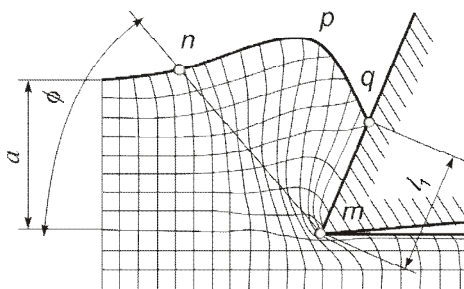


Рисунок 3.41 – Искажение делительной сетки в элементе стружки [30]

Достижения в области механики сплошных сред позволили изучить процесс резания хрупких материалов с позиции теории разрушения или трещинообразования [31]. Как установлено, при внедрении режущего лезвия в твердое тело у его вершины и обрабатываемом материале появляются микротрещины, распространяющиеся в направлении вектора скорости и переходящие в макротрещину критической длины (рис. 3.43).

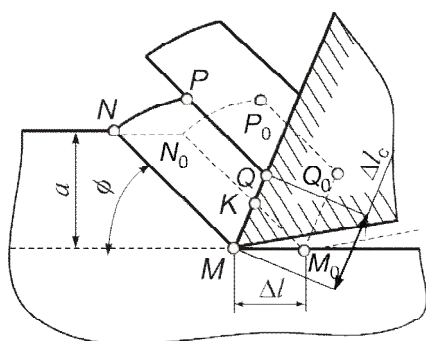


Рисунок 3.42 – Схема превращения срезаемого слоя в элемент стружки

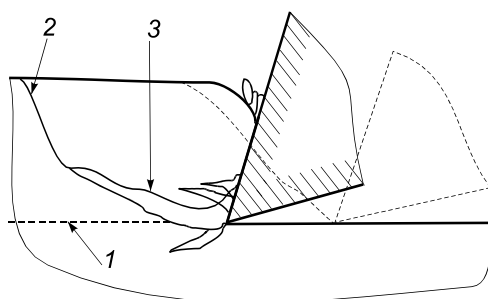


Рисунок 3.43 – Схема стружкообразования при резании хрупких материалов

На первом этапе стружкообразования происходит непрерывное повышение силы резания, обеспечивающее развитие ведущей трещины 3. Оно продолжается до тех пор, пока на формирование стружки не начнет оказывать воздействие напряжение изгиба, приводящее к быстрому падению силы резания и отрыву элемента стружки по поверхности скалывания 2.

На втором этапе происходит зачистка поверхности резания 1, характеризующаяся отрывом более мелких частиц стружки по описанной схеме. Поэтому резание с образованием стружки надлома часто сопровождается выделением металлической пыли. Если развитие основной трещины идет ниже поверхности резания, то второй этап не наблюдается.

Микрофотографирование зоны стружкообразования позволило выявить образование трещин впереди резца при обработке хрупких материалов, тогда как при резании пластичных материалов их обнаружить не удалось.

3.8. Методы моделирования процессов деформации при резании пластичных материалов

Одной из основных проблем теории резания металлов является определение взаимосвязи между параметрами зон стружкообразования и контакта стружки с инструментом. Попытки аналитическим путем обнаружить закономерности между ними для широкого диапазона изменения условий обработки успеха не имели [37].

Более успешными оказались экспериментальные исследования данной проблемы. Опытным путем установлено, что для довольно широкого диапазона изменения режимов резания при постоянных углах схода стружки и обрабатываемом материале между условным углом сдвига ϕ и углом действия ω имеет место корреляционная связь [16, 33]. Часто эта связь сохраняется не только для группы обрабатываемых материалов, но и для диапазонов изменений углов схода стружки, которые отвечают практически используемым условиям обработки.

Среди формул, получивших наибольшее распространение, можно отметить:

- формулу К.А. Зворыкина – $2\phi + \omega = C$; (3.22)

- формулу М. Merchant – $\phi = \pi / 4 - \omega / 2$; (3.23)

- формулу Р. Oxley – $\phi = 50^\circ - 0,8\omega$ и др. (3.24)

Н.Н. Зоревым [16] была выполнена экспериментальная проверка восьми из наиболее известных в литературе формул для теоретического определения угла сдвига ϕ , но ни одна из них не дала удовлетворительного результата в широком диапазоне изменения скорости резания. Это ему дало основания заявить, что «...создание теоретических формул процесса резания невозможно без учета влияния скорости деформации и свойств обрабатываемого материала...».

Было показано, что угол сдвига непосредственно зависит от четырех факторов: угла действия, переднего угла, свойств обрабатываемого материала и скорости резания. Влияние трех последних факторов хоть и меньше влияния угла действия, но проявляется в переменности констант в формулах (3.22)...(3.24). При очень высоких скоростях резания все эти фор-

мулы стремятся к выражению $2\phi + \omega = \pi / 2$, неизбежно вытекающему из теоретической схемы с единственной плоскостью сдвига.

В последних работах [38] предложено формулу для описания связи между ϕ и углом действия ω , учитывающую свойства обрабатываемого материала:

$$\operatorname{tg}(\phi + \omega) = 1 + \pi / 2 - 2\phi - Cn,$$

где C – постоянная в эмпирическом уравнении для скорости деформации

$$\dot{\epsilon}_{\phi} = \frac{CV_{\phi}}{l_{\phi}},$$

где $\dot{\epsilon}_{\phi}$ – максимальная скорость деформации сдвига в плоскости сдвига; V_{ϕ} – скорость сдвига; l_{ϕ} – длина плоскости сдвига; n – показатель степени, который определяет кривую напряжения-деформации при испытаниях на растяжение для заданных значений уровня деформации и температуры.

Как видно, для использования указанной теоретической формулы нужно провести не менее трудоемкие эксперименты. Поэтому в аналогичную формулу:

$$\phi = i - \omega, \quad (3.25)$$

где $i = (i_0 - 6)a^{-0,05}$, был введен экспериментальный коэффициент i_0 , постоянный для групп обрабатываемых материалов (табл. 3.2) [33].

Таблица 3.2 – Значение угла i_0 для различных групп обрабатываемых материалов

Группа обрабатываемых материалов	i_0 , градусы
Углеродистые стали:	
– с содержанием углерода до 0,15%	40
– с содержанием углерода от 0,15% до 0,25%	45
– с содержанием углерода свыше 0,25%	50
Хромистые стали	51
Хромомолибденовые и хромовольфрамовые стали	52
Нержавеющие и жаропрочные стали	53
Жаропрочные сплавы на никелевой основе:	
– $R_m < 1000$ МПа	53
– $R_m = 1000 \dots 1150$ МПа	55
– $R_m > 1150$ МПа	56
Титановые сплавы деформируемые:	
– повышенной пластичности $R_m < 600$ МПа	68
– средней прочности $R_m = 600 \dots 1000$ МПа	75
– высокой прочности $R_m = 1000 \dots 1500$ МПа	73
– жаропрочные $R_m = 950 \dots 1250$ МПа	72
– многокомпонентные деформируемые титановые сплавы	70
Алюминиевые сплавы	40
Медь, бронза, латуни	40

Несмотря на имеющиеся недостатки, все приведенные формулы правильно выражают связь между углом действия и степенью пластической деформации материала при резании: *при увеличении угла действия ω , как следует из формулы (3.22), угол сдвига ϕ должен уменьшаться, а, значит, коэффициент усадки стружки K_L – увеличиваться* (см. (3.11)). Для удобства это можно представить следующим рядом:

$$\omega \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow K_L \uparrow. \quad (3.26)$$

Следует отметить, что все соотношения между углом наклона плоскости сдвига и углом действия связывают между собою две неизвестных переменных величины ϕ и ω . В этом смысле данные соотношения не является однозначным решением задачи о наклоне и размерах зоны деформации. Поэтому целым рядом исследователей были выдвинуты дополнительные гипотезы. Основной их целью было нахождение какого-нибудь явления зоны резания, которое в своем развитии имеет те или иные характерные стадии или закономерности. Тогда достижение такого состояния и даст возможность установить значение всех параметров, которые его описывают. К таким явлениям или принципам относились: вариационный принцип или гипотеза о минимуме энергии [39], метод построения полей линий скольжения [19], уравнение баланса тепловой и механической энергии [33], положение о минимуме приращения энтропии [11] и др.

В последних исследованиях [38] предложено метод, который использует принцип конвергенции и равновесия сил, действующих в зоне первичной пластической деформации, а также между стружкой и передней поверхностью. Схожий подход использовался в [40], где предложено использовать свойство системы резания или адекватной ей аналитической модели приходить в состояние минимального энергетически устойчивого равновесия при случайном изменении условий контакта. Некоторый из параметров модели этой системы: средний коэффициент трения μ , угол сдвига ϕ или др., вводится как начальное приближение («возмущение») состояния модели системы резания. В ходе вычислительного цикла определяется более точное значение введенного параметра, которое принимается за новое начальное приближение. Если аналитическая модель правильно описывает реальные взаимосвязи, то через несколько «колебаний» – итераций она приходит к устойчивому значению, которое и будет соответствовать действительному состоянию системы резания. Проверка показала перспективность таких подходов для аналитического прогнозирующего определения параметров зоны резания.

Более информативным способом анализа деформационных процессов в зоне резания есть метод конечных элементов (МКЭ). Используя стандартные или специальные программные пакеты компьютерного моделирования МКЭ, можно решить плоскую (рис. 3.44, 3.45) или объемную (рис. 3.46, 3.47) задачу расчета напряженного, деформационного или температурного полей в стружке, заготовке или режущем инструменте. При этом может использоваться любая форма передней поверхности, чего аналитическое моделирование учесть не может.

Вне зависимости от применяемых программ задача моделирования решается двумя способами.

1. К сетке конечных элементов инструмента прикладываются контактные напряжения или тепловые потоки, которые на него воздействуют в реальных условиях резания. Это дает

возможность рассчитать напряженно-деформированное и температурное поля в теле инструмента.

2. Сетке конечных элементов инструмента даются пошаговые сдвиги-перемещения относительно заготовки и стружки, имитирующие движение резания. В результате воздействия лезвия инструмента в некоторых узлах сетки заготовки возникают напряжения, превышающие предел текучести, и в них происходит пластическая деформация, сдвиги и движение стружки по передней поверхности (рис. 3.44). Таким образом удастся определить напряженно-деформированное поле в стружке и заготовке (см. рис. 3.45, 3.47), имитировать процесс образования стружки (см. рис. 3.46) и др.

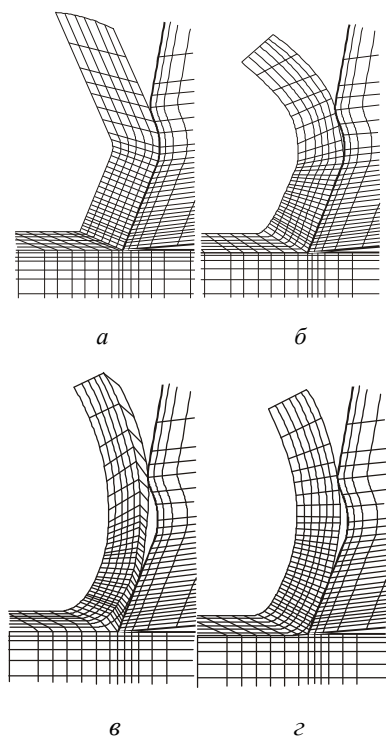


Рисунок 3.44 – Плоская сетка КЭ зоны резания и ее изменение в ходе пошагового перемещения инструмента [42]:
а – начальное состояние, б, в – после 2-х и 4-х перемещений-итераций, г – установившееся состояние

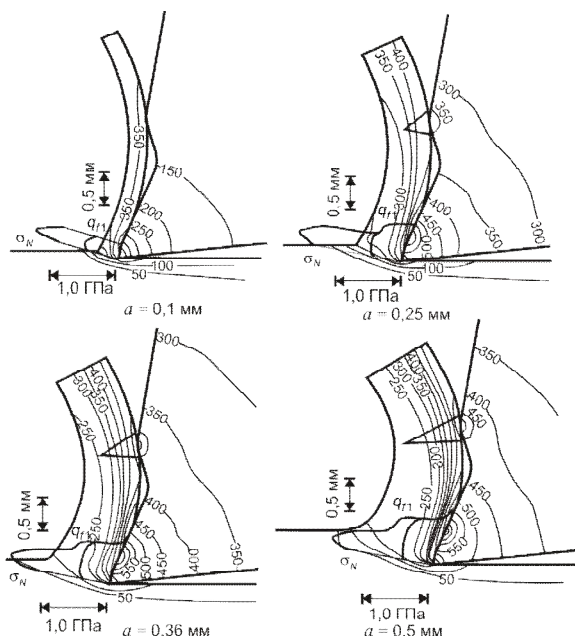


Рисунок 3.45 – Поле напряжений в стружке, инструменте и заготовке при резании инструментом с лункой на передней поверхности при различных толщинах срезаемого слоя [42]

Однако, как видно из изложенного, в первом случае нужно знать контактные напряжения на поверхностях инструмента, а во втором – условия трения, при которых стружка и поверхность резания перемещаются по этим контактным поверхностям. То есть деформационные процессы в зоне резания неразрывно связаны с контактными процессами между инструментом, стружкой и поверхностью резания. Все эти процессы изучает **трибология резания**.

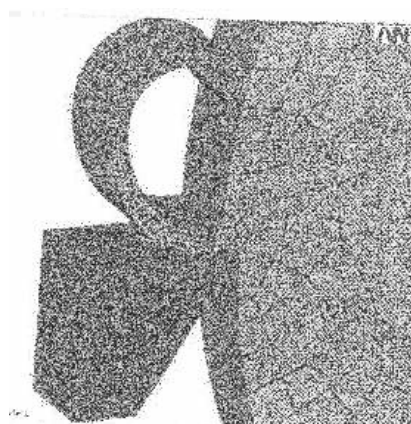


Рисунок 3.46 – Объемная конечно-элементная модель зоны резания [41]

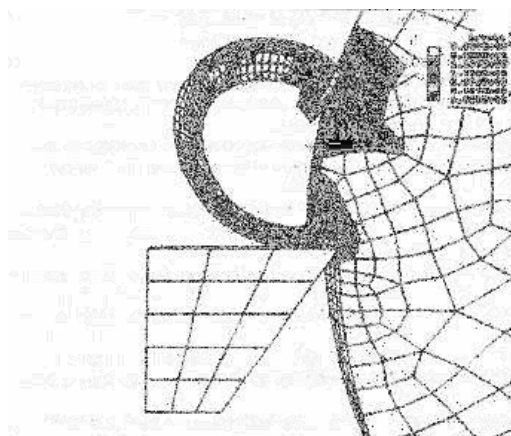


Рисунок 3.47 – Распределение напряжений в объемных элементах стружки и заготовки[41]

3.9. Трибология процесса резания материалов

Процесс трения на рабочих поверхностях инструмента имеет как сходные черты, так и различия с процессом, возникающим при скольжении любых металлических поверхностей. Чтобы понять различия между этими процессами, необходимо сначала рассмотреть общую механику трения скольжения.

За исключением определенных плоскостей спайности кристаллов твердые поверхности имеют пространственные дефекты, которые превосходят по размерам атомные расстояния. При наложении одной поверхности на другую действительная площадь контакта A_r обычно составляет незначительную долю от идеальной (номинальной) площади A_a (рис. 3.48). Контакт происходит по отдельным выступающим неровностям. При увеличении нагрузки на соединяющиеся поверхности площадь контакта увеличивается – первоначально за счет упругих деформаций. Однако уже при незначительном росте нагрузки деформация неровностей становится пластической, и площадь контакта A_r увеличивается прямо пропорционально прилагаемой нагрузке N , независимо от реальной или идеальной площади поверхностей. Таким образом

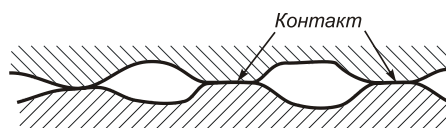


Рисунок 3.48 – Схема контактирования двух шероховатых поверхностей

$$A_r = \frac{N}{R_{eH}}.$$

Сила трения в этом случае является силой, необходимой для разделения или пластического деформирования площадок фактического контакта на вершинах выступов. Она также увеличивается прямо пропорционально нормальной силе. Их отношение есть величина при-

мерно постоянная и называется коэффициентом трения. Таким образом, представления о скольжении, *внешнем трении* и коэффициенте трения применимы для решения многих практических задач, в которых напряжения на поверхностях малы по сравнению с пределом текучести материалов.

Когда нормальная сила возрастает до величины, при которой фактическая площадь контакта составляет большую часть номинальной, то фактическая площадь контакта больше не возрастает пропорционально нагрузке. В предельном случае, когда две поверхности контактируют по всей площади, фактическая площадь контакта не зависит от нормальной силы. В этом случае сила трения, необходимая для относительного перемещения поверхностей, равна силе, необходимой для деформирования менее жесткого поверхностного слоя по всей площади (*внутреннее трение-сдвиг*). Величина этой силы мало зависит от нормальной силы, но прямо пропорциональна номинальной площади контакта – зависимость, прямо противоположная зависимости, определяемой классической теорией трения.

Многочисленными исследованиями контактной зоны при резании установлено, что на различных ее участках имеются условия для внешнего трения (участок *B*, рис. 3.49), сваривания и внутреннего сдвига (участок *A*, рис. 3.49) и переходного участка *A-B*, где эти условия существуют одновременно. При этих условиях перемещение материала заготовки по поверхности резца не может быть адекватно описано с применением терминов «скольжение» и «трение» в их обычном понимании. Традиционное понятие коэффициента трения непригодно для рассмотрения взаимосвязи между силами, возникающими в процессе резания, по двум причинам: во-первых, нет простой зависимости между силами, нормальными и параллельными поверхности инструмента, и, во-вторых, сила, параллельная контактной поверхности инструмента, зависит от площади контакта, являющейся очень важным параметром процесса резания металла. Условия, при которых происходит сцепление или соединение двух поверхностей, рассматриваются здесь как условия схватывания в отличие от условий скольжения на поверхности раздела.

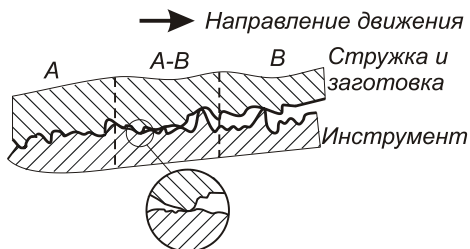


Рисунок 3.49 – Условия трения на различных участках контакта между стружкой и передней поверхностью инструмента

Для упрощения принято считать, что поверхность трения на передней поверхности длиной l_1 состоит из двух участков: участка *1* – *BECF* пластического контакта (рис. 3.50) длиной l_0 и участка *2* – *EHDKFC* упругого контакта, где, судя по визуальным наблюдениям, контакт прерывистый. На участке *1* расположен заторможенный слой, в пределах которого стружка движется не по передней поверхности, а по заторможенному (приваренному) слою, и сопротивление, оказываемое движению стружки, определяется сопротивлением сдвигу в контактном слое стружки с учетом температуры этих слоев. На этом участке внешнее трение скольжения отсутствует и заменяется более энергетически выгодным – «внутренним» трением между отдельными слоями стружки. На участке *2* стружка контактирует в условиях внешнего трения скольжения и сопротивление движению стружки определяются силой трения между стружкой и передней поверхностью инструмента.

Длина площадки контакта зависит от переднего угла γ , толщины срезаемого слоя a , степени деформации стружки, скорости резания и других факторов. Для ее определения ис-

пользуются формулы многих авторов, среди которых наибольшее применение нашла модифицированная формула Н.Г. Абуладзе [14]:

$$l_1 = aK_a^{0,1}[K_a(1 - \operatorname{tg} \gamma) + 1/\cos \gamma], \quad (3.27)$$

а также подобная ей формула Ю.А. Розенберга [53, 54]

$$l_1 = aK_a^{0,1}[K_a(1 - \operatorname{tg} \gamma) + 2/\cos \gamma],$$

из которых видно, что l_1 растет при увеличении коэффициента усадки K_a , толщины a и уменьшается при увеличении угла γ . Установлено, что при увеличении угла наклона режущей кромки λ длина контакта также уменьшается.

Отношение l_0/l_1 при обработке обычных конструкционных материалов чаще всего составляет 0,5 и не превышает 0,7 [1, 16]. Однако при определенных условиях длина пластического контакта может стать равной длине общего контакта, то есть наступит как бы «герметизация» зоны резания. Такое предположение подтверждают опыты по резанию в вакууме

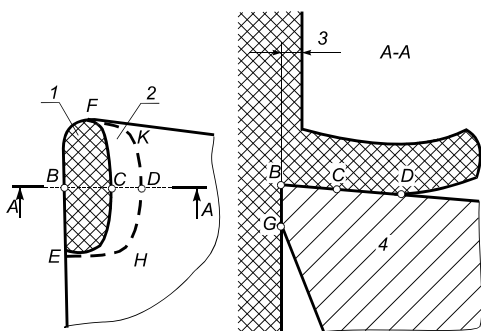


Рисунок 3.50 – Схема контакта между стружкой и передней поверхностью

[34]. В связи с отсутствием достаточного количества составляющих парогазовой фазы по длине контакта взаимодействуют очищенная от окисных пленок и вторичных структур поверхность инструмента и ювенильная поверхность стружки. В результате контактную поверхность инструмента по всей длине покрывает сплошной слой обрабатываемого материала. И, наоборот, при очень малых скоростях и с применением смазочных сред (СОТС) пластический контакт практически отсутствует. Результаты, полученные при точении стали 12Х18Н10Т со скоростями менее 1 м/мин, показали, что применение СОТС приводит к его

ликвидации и уменьшении протяженности общего контакта в 1,5–2,5 раза.

Толщина заторможенного слоя стружки линейно зависит от длины пластического контакта (рис. 3.51) [34]. Это можно объяснить тем, что с увеличением длины пластического контакта соответственно возрастает время прохождения стружки через эту область и, как следствие, объем металла, подверженного деформации.

Последними исследованиями [34, 36] установлено определяющее влияние на контактные процессы переходной зоны А–В (см. рис. 3.49), где существует равновесие между напряжениями сдвига внутренних слоев стружки и прочностью на срез адгезионных связей между стружкой и материалом инструмента. Влияние любого фактора процесса резания мгновенно приводит к нарушению этого равновесия, сдвига переходной зоны в ту или иную сторону, изменению длины контактной площадки, а затем и всех параметров, с ней связанных.

Сложный характер контакта на передней поверхности сказывается на распределении нормальных контактных напряжений и удельных сил (напряжений) трения. Законы распределения этих напряжений определяются экспериментально при помощи разрезного резца с косой линией разъема (рис. 3.52). При перемещении резца в ходе резания вдоль режущей

кромки в контакт с правой измерительной частью резца вступают новые участки, которыми стружка взаимодействует с передней поверхностью. Это дает возможность построить эпюры контактных нагрузок, типичный вид которых для острого резца изображен на рис. 3.53.

Для примера на рис. 3.54 также приведены эпюры нормальных σ_N и касательных контактных напряжений на передней q_{F1} и задней q_{F2} поверхностях инструмента с радиусом округления режущей кромки ρ , полученные поляризационно-оптическим методом [1, 35]. Эпюра нормальных напряжений непрерывна для площадок контакта l_1 и l_2 передней и задней поверхностей, а эпюры касательных напряжений на этих площадках индивидуальны.

Однако все существующие методы экспериментальных исследований позволяют получить достоверное распределение нормальных и касательных напряжений только на расстоянии, большем 0,15...0,2 мм от вершины лезвия. Кроме того, наличие щели у разрезного резца меняет условия контакта и трения на передней поверхности, что влияет на контактные напряжения. Поэтому формы эпюр контактных нагрузок, предложенные различными авторами, несколько отличаются.

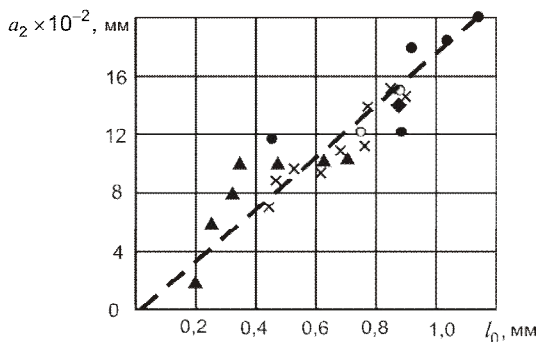


Рисунок 3.51 – Зависимость толщины пластической зоны a_2 от длины пластического контакта l_0 при точении стали 12Х18Н10Т: $S = 0,11\text{--}0,31$ мм/об; $V = 10\text{--}150$ м/мин, ● – без СОТС; ○ – 5%-ная эмульсия; ▲ – сульфорефрезол; × – жидкость НИИАТ

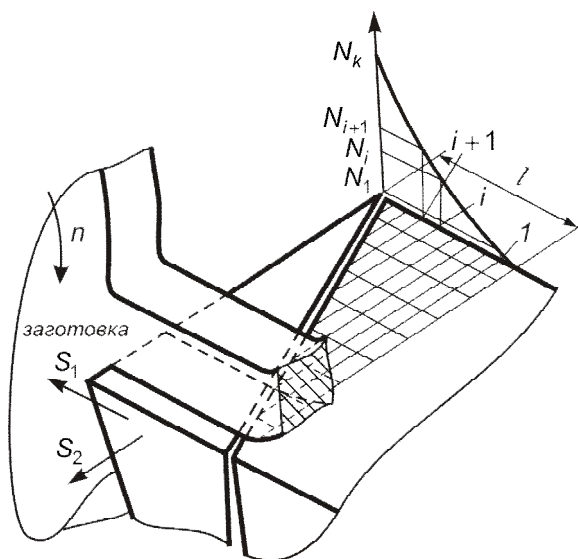


Рисунок 3.52 – Схема определения контактных напряжений на передней поверхности разрезного резца [21]

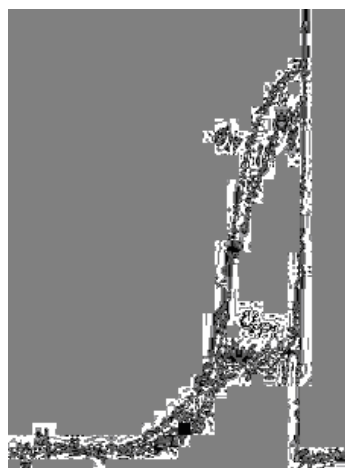


Рисунок 3.53 – Осциллограммы записи контактных нагрузок при обработке латуни Л62 [21]

Считается установленным, что нормальные контактные напряжения σ_N имеют наибольшую величину у вершины лезвия инструмента, монотонно убывая до нуля по мере удаления от нее (рис. 3.55). Это дало основание Н.Н. Зореву [16] описать данную зависимость степенной формулой

$$\sigma_N = \sigma_m \left(\frac{l_1 - x}{l_1} \right)^n, \quad (3.28)$$

где $n = 2 \left\{ \frac{l_1}{aK_a [\mu + \operatorname{tg}(\phi - \gamma)]} - 1 \right\}$, x – расстояние от вершины инструмента до рассматриваемой точки,

$$\sigma_m = q_N (n+1), \quad (3.29)$$

q_N – средняя контактная нагрузка на передней поверхности.

Что касается эпюры касательных контактных напряжений (удельных сил трения) q_{F1} , то принято их считать постоянными на участке пластического контакта (см. рис. 3.50 и 3.55) и равными пределу прочности на сдвиг материала стружки (примерно $0,6S_b$ [11]).

Если учитывать процессы упрочнения (на участке \tilde{l}_0 , рис. 3.56) и температурного разупрочнения (участок $l_0 - \tilde{l}_0$) в зоне вторичных пластических деформаций, то эпюра касательных напряжений q_{F1} имеет экстремальный характер, что подтверждается многочисленными современными экспериментами. На участке внешнего трения касательные напряжения непрерывно уменьшаются до нуля.

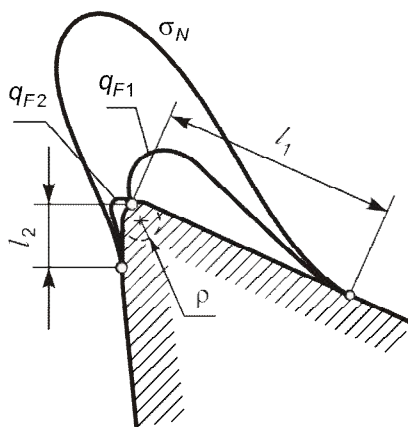


Рисунок 3.54 – Эпюры контактных напряжений на передней и задней поверхностях инструмента

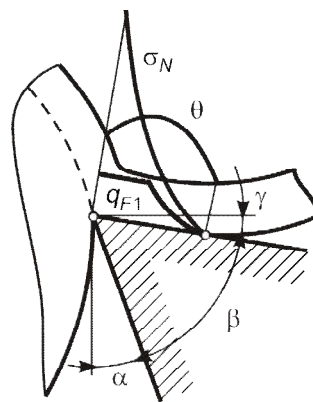


Рисунок 3.55 – Схематическое изображение эпюр нормальных и касательных контактных напряжений на передней поверхности [32]

Суммируя в пределах площадки контакта нормальные контактные напряжения (рис. 3.57), получим среднюю нормальную силу N_1 . Суммируя контактные касательные на-

пряжения, получим среднюю силу трения F_1 . Тогда условный средний коэффициент трения на передней поверхности

$$\mu = \frac{F_1}{N_1} = \operatorname{tg} \beta_{\text{тр}} = \operatorname{tg}(\omega + \gamma). \quad (3.30)$$

Таким образом, угол трения $\beta_{\text{тр}}$ на передней поверхности связан с передним углом инструмента γ и углом действия ω зависимостью

$$\beta_{\text{тр}} = \omega + \gamma. \quad (3.31)$$

Из формулы (3.31) следует, что при постоянном переднем угле инструмента угол действия увеличивается при росте среднего коэффициента трения (угла трения $\beta_{\text{тр}}$). Подставив значение угла действия из формулы (3.31) в формулу Зворыкина (3.22), после преобразований получим

$$2\phi + \beta_{\text{тр}} - \gamma = C \quad (3.32)$$

или

$$2\phi + \operatorname{arctg} \mu - \gamma = C. \quad (3.33)$$

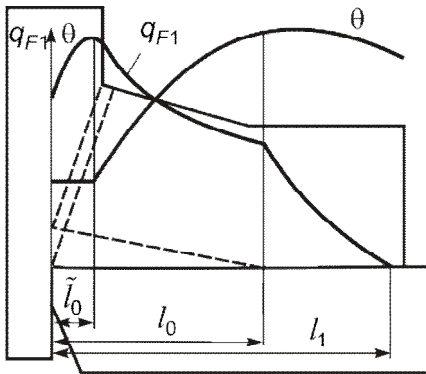


Рисунок 3.56 – Форма эпюры касательных контактных напряжений на передней поверхности, учитывающая скорость деформации и контактную температуру θ [7]

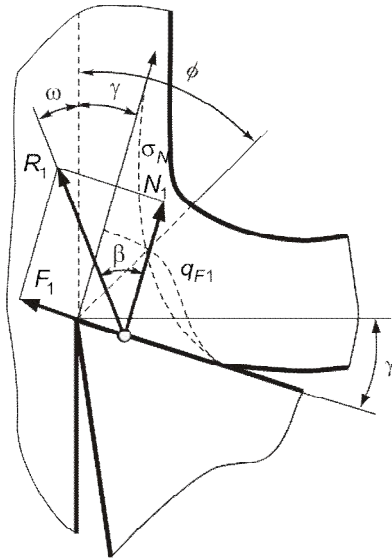


Рисунок 3.57 – Схема сил, действующих на передней поверхности инструмента

Таким образом, условия трения на передней поверхности через угол действия оказывает влияние на деформационные процессы, происходящие в срезаемом слое зоны первичной пластической деформации. Используя (3.26), это может быть записано выражением

$$\mu \uparrow \Rightarrow \text{из формулы Зворыкина } (2\phi \downarrow + \operatorname{arctg} \mu \uparrow - \gamma = \text{const}) \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow (\text{из формулы Тимме}) K_L \uparrow$$

или в сокращенном виде

$$\mu \uparrow \Rightarrow \beta_{\text{тр}} \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow K_L \uparrow. \quad (3.34).$$

Исследования процессов трения на передней поверхности показали, что коэффициент трения не является константой ни на участке пластического, ни на участке упругого контакта (рис. 3.58). Поэтому его нельзя отождествлять ни с коэффициентом внутреннего трения при пластическом течении материала, ни с коэффициентом внешнего трения. Однако наличие

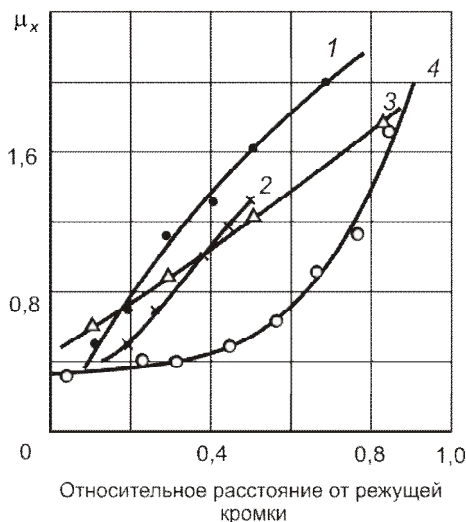


Рисунок 3.58 – Графики изменения коэффициента трения μ_x по данным

различных авторов [35]:
1 – М.Ф. Полетики и М.Х. Утешева,
2 – Г.С. Андреева и В.М. Заварцевой,
3 – В. Катвинкеля,
4 – Х. Такэями и С. Усуи

двух участков с различной природой контактного взаимодействия дает возможность представить средний коэффициент трения в виде двучлена

$$\mu = \frac{F_{l_0}}{N_{l_0}} + \frac{F_{l(l-l_0)}}{N_{l(l-l_0)}},$$

где в числителе и знаменателе представлены силы, действующие на участках внутреннего и внешнего трения. Выразив эти силы через средние напряжения на соответствующих участках

$$F_{l_0} = \bar{q}_{F l_0} l_0 b,$$

$$N_{l_0} = \bar{\sigma}_{N l_0} l_0 b \text{ и } F_{l(l-l_0)} = \bar{q}_{F l(l-l_0)} (l-l_0) b,$$

$$N_{l(l-l_0)} = \bar{\sigma}_{N(l-l_0)} (l-l_0) b,$$

будем иметь:

$$\mu = \frac{\bar{q}_{F l_0}}{\bar{\sigma}_{N l_0}} + \frac{\bar{q}_{F l(l-l_0)}}{\bar{\sigma}_{N(l-l_0)}} \text{ или } \mu = \mu_a + \mu_0, \quad (3.35)$$

где μ_0 – по традиции называется коэффициентом внешнего трения, а μ_a – составляющая среднего коэффициента трения, определяемая адгезионными процессами схватывания и внутреннего течения материала стружки.

Поскольку величина, находящаяся в числителе формулы для μ_a , в первом приближении, равна пределу прочности на сдвиг материала стружки, то средний коэффициент трения при резании состоит из постоянной механической составляющей μ_0 и переменной составляющей μ_a , уменьшающейся при увеличении контактного нормального напряжения $\bar{\sigma}_{N l_0}$. Через свою адгезионную составляющую средний коэффициент трения реагирует на изменение условий резания: толщины срезаемого слоя, скорости резания и переднего угла. Все те факторы, которые уменьшают адгезионную составляющую μ_a , снижают величину среднего коэффициента трения.

На величину среднего коэффициента трения и его составляющие кроме механических и теплофизических свойств обрабатываемого и инструментального материалов основное

влияние оказывают передний угол инструмента, толщина срезаемого слоя (подача), скорость резания, применяемая СОТС и другие факторы.

Величина среднего коэффициента трения для трущейся пары стружка–передняя поверхность определяется склонностью к адгезионному взаимодействию обрабатываемого и инструментального материалов, способностью контактирующих материалов образовывать между собой химические соединения и твердые растворы. Чем сильнее интерметаллические связи, возникшие в результате действия сил адгезии между стружкой и инструментом, тем больше коэффициент μ_a и средний коэффициент трения.

С повышением механических свойств обрабатываемого материала одновременно возрастают и средние нормальные и средние касательные контактные напряжения, поэтому при постоянной температуре средний коэффициент трения изменяется сравнительно мало. Например, при резании без СОТС при $\gamma = 20^\circ$, $a = 0,15$ мм и $V = 0,2$ м/мин средние коэффициенты трения для таких различных материалов как медь, стали 10, 20Х, 1Х13, Х18Н9Т колеблются в пределах 0,76...0,7 [16].

Интенсивность адгезионного схватывания инструментального материала с обрабатываемым во многом определяется склонностью первого к образованию на нем под действием кислорода воздуха окисных пленок, препятствующих схватыванию. Для инструментальных материалов, склонных к образованию более прочных окисных пленок, коэффициент адгезионного трения μ_a и средний коэффициент трения меньше. В связи с этим средний коэффициент трения для однокарбидных сплавов больше, чем для двухкарбидных, а для быстрорежущей стали больше, чем для однокарбидных сплавов. С увеличением в твердом сплаве содержания карбидов титана средний коэффициент трения уменьшается. Наименьший коэффициент трения для КНБ и алмаза.

Если резание производится с СОТС, создающей граничный смазочный слой, препятствующий образованию интерметаллических соединений, а заторможенный слой на передней поверхности отсутствует (т.е. $\mu_a = 0$ и $\mu = \mu_0$), то вся площадка контакта определяется упругим взаимодействием стружки с передней поверхностью. В этом случае трение между стружкой и передней поверхностью является внешним, подчиняющимся закону Амонтона, где средний коэффициент трения не зависит от σ_N , являясь константой для трущейся пары. Поэтому средний коэффициент трения почти не зависит ни от переднего угла, ни от толщины срезаемого слоя.

Если образовавшийся заторможенный слой охватывает всю ширину площадки контакта, то внешнего трения нет, и средний коэффициент трения будет характеризовать процессы пластической деформации, происходящие в контактном слое стружки (т.е. $\mu_0 = 0$ и $\mu = \mu_a$). Сопротивление движению стружки в этом случае будет определяться величиной касательных напряжений в заторможенном слое, равной или пропорциональной пределу текучести материала стружки на сдвиг, т.е. величиной примерно постоянной. Тогда, принимая в формуле (3.35) $\bar{q}_{FV_0} = \text{const}$, получим выражение для определения среднего коэффициента трения при наличии заторможенного слоя в виде

$$\mu = \mu_a = \text{const} / \bar{\sigma}_{N_0}.$$

Из выражения следует, что возрастание средних нормальных контактных напряжений уменьшает средний коэффициент трения. Как отмечалось выше, при резании в большинстве случаев имеет место смешанный контакт: упругий и пластический. Поэтому влияние σ_N на μ должно быть менее сильным, чем в случае полного отсутствия упругого контакта. Но и в этом случае установленная закономерность между σ_N и μ сохраняется (рис. 3.59). Поэтому при увеличении толщины срезаемого слоя и уменьшении переднего угла, вызывающем возрастание средних нормальных контактных напряжений, средний коэффициент трения уменьшается:

$$a \uparrow \Rightarrow \bar{\sigma}_{Nl_0} \uparrow \Rightarrow \mu_a \downarrow \Rightarrow \mu \downarrow \Rightarrow \beta_{тр} \downarrow \Rightarrow \phi \uparrow \Rightarrow K_L \downarrow, \quad (3.36)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \gamma \uparrow \Rightarrow \text{из формулы Зворыкина } (2\phi \uparrow + \arctg \mu - \gamma \uparrow = \text{const}) \Rightarrow \phi \uparrow \uparrow \\ \gamma \uparrow \Rightarrow \bar{\sigma}_{Nl_0} \downarrow \Rightarrow \mu_a \uparrow \Rightarrow \mu \uparrow \Rightarrow \beta_{тр} \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \end{array} \right\} \Rightarrow K_L \downarrow. \quad (3.37)$$

Прямое влияние роста скорости резания на средний коэффициент трения проявляется как в уменьшении μ_a через размягчение адгезионных связей вследствие повышения температуры в зоне контакта, так и в падении μ_0 , характерном для процессов трения в широком диапазоне изменения скоростей трения. То есть имеет место связь, в которой заложено влияние температуры в зоне контакта:

$$V \uparrow \Rightarrow (\mu_a \downarrow \text{ и } \mu_0 \downarrow) \Rightarrow \mu \downarrow \Rightarrow \beta_{тр} \downarrow \Rightarrow \phi \uparrow \Rightarrow K_L \downarrow. \quad (3.38)$$

Как установил Н.Н. Зорев [16], если определение среднего коэффициента трения вести по фактическому переднему углу γ_ϕ , образованному на передней поверхности заторможенным слоем, то зависимость изменения коэффициента μ , рассчитанного по формуле

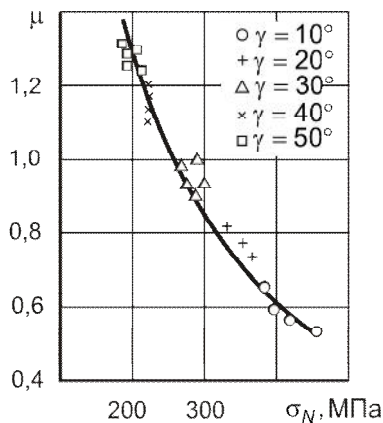


Рисунок 3.59 – Влияние среднего нормального напряжения на средний коэффициент трения при свободном резании на воздухе [16] (20X; $b = 10$ мм; $V = 0,7$ м/мин)

$\mu = \text{tg}(\omega + \gamma_\phi)$, имеет экстремум при температуре 300°C , при которой высота заторможенного слоя и фактический передний угол достигают максимума (рис. 3.60). При этой температуре в зоне контакта создаются условия наиболее сильного адгезионного схватывания.

Несмотря на очень большое давление, оказываемое стружкой на переднюю поверхность, окружающая среда и смазочно-охлаждающая жидкость могут проникать на большую часть площадки контакта. Объясняется это рядом обстоятельств. Передняя поверхность инструмента после заточки и поверхность стружки покрыты неровностями, в результате чего между ними нет сплошного контакта. Свежеобразованная химически чистая контактная поверхность стружки обладает исключительно высокой поверхностной и химической активностью, что способствует мгновенному проникновению под стружку смазочно-охлаждающей жидкости или окружающей среды. В ре-

зультате этого на части площадки контакта образуется граничный слой смазки (рис. 3.61) или пленки окислов, нитридов, гидридов и т.п. и устанавливается режим полусухого трения. Граничный смазочный слой *1* полностью или частично устраняет действие сил адгезии, и сопротивление движению стружки по передней поверхности определяется не механическими свойствами обрабатываемого материала, а свойствами смазочно-охлаждающей технологической среды или образовавшегося химического соединения.

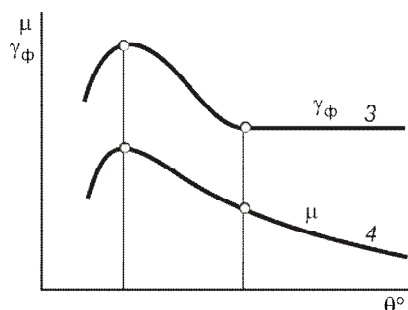


Рисунок 3.60 – Влияние температуры резания θ на фактический передний угол γ_f и средний коэффициент трения μ

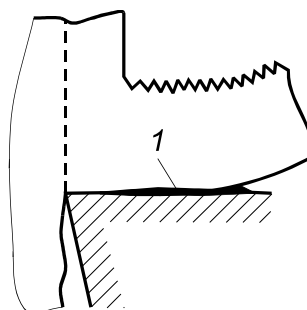


Рисунок 3.61 – Граничный смазочный слой на части площадки контакта передней поверхности

Частицы СОТС в первую очередь проникают в ту часть площадки контакта, где нормальные напряжения невелики, и тем самым сдвигают участок пластического контакта ближе к вершине лезвия инструмента, одновременно уменьшая ширину площадки контакта.

Для примера, средние коэффициенты трения при резании стали марки 20Х с различными смазочно-охлаждающими жидкостями ($\gamma = 20^\circ$; $a = 0,2$ мм; $V = 0,75$ м/мин) [16]:

- 1) вода и олеиновая кислота: $\mu = 0,36$;
- 2) четыреххлористый углерод: $\mu = 0,19$;
- 3) без жидкости: $\mu = 0,77$.

При повышении температуры на передней поверхности и среднего нормального контактного напряжения эффект от применения СОТС снижается, и средний коэффициент трения возрастает.

3.10. Наростообразование при резании материалов

Как указывалось в предыдущем разделе, при высоких температурах и давлениях в зоне резания химически чистые (ювенильные) поверхности стружки и инструмента подвергаются адгезионному схватыванию – происходит прочное присоединение части контактного слоя стружки к передней поверхности инструмента и образование заторможенного слоя. В некоторых случаях отекание этого слоя стружкой способствует возникновению новых заторможенных слоев металла, которые наращиваются друг на друга, пока этот заторможенный слой, называемый *наростом*, не достигнет максимально возможных размеров при данных условиях (рис. 3.62). Шероховатая поверхность каждого вновь образующегося заторможенного слоя

создает благоприятные условия для проникновения кислорода воздуха и его диффундирования в поверхностные слои металла. Оксидные пленки уменьшают трение между стружкой и поверхностью нароста, поэтому каждый последующий заторможенный слой становится короче предыдущего, что придает наросту клиновидную форму.

Под наростом понимают клиновидную, относительно неподвижную область обрабатываемого материала, расположенную на передней поверхности лезвия у его режущей кромки. Нарост – сложное по химическому составу агрегатное состояние материала из продуктов взаимодействия обрабатываемого и инструментального материалов и окружающей среды. Он состоит из слоев сильно деформированного обрабатываемого материала с включениями оксидов и карбидов обрабатываемого и инструментального материалов, а также кобальта, например, в случае твердого сплава [43, 44].

Строение нароста сложное (рис. 3.62, 3.63): основная его часть 2 – это «третье тело»¹, прочно соединенное с поверхностью инструмента, на которое наращиваются последующие слои сходящей стружки; остальные части нароста – 1, расположенные на основной, имеют иное происхождение и являются частью застойной зоны.



Рисунок 3.62 – Микрофотография корня стружки с наростом [1]

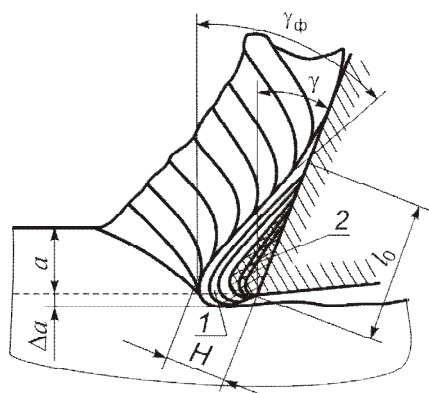


Рисунок 3.63 – Схема строения и размеры нароста

Изучение влияния нароста и застойной зоны на процесс резания имеет большое практическое значение, так как многие специфические явления, наблюдаемые при работе сложного многолезвийного инструмента (протяжек, разверток, метчиков и т. д.), невозможно понять без учета влияния нароста и застойной зоны.

Например, при протягивании можно обеспечить устойчивый процесс стружкообразования при очень малых толщинах срезаемого слоя, порядка 0,005 мм, независимо от радиуса округления режущей кромки, если образуется нарост, который закрывает собой округленную часть кромки. При использовании активных СОТС нарост исчезает и стабильная работа при таких тонких срезаемых слоях становится невозможной.

Вторым примером является возможность применения разверток с кольцевой заточкой задней поверхности, которые не имеют заднего угла. Подобные развертки успешно работают

¹ «Третье тело» — частицы, образующиеся в зоне контакта двух трущихся тел, отличающиеся от них составом и свойствами.

только при таких условиях резания, когда образуется нарост или застойная зона, выступающая над задней поверхностью.

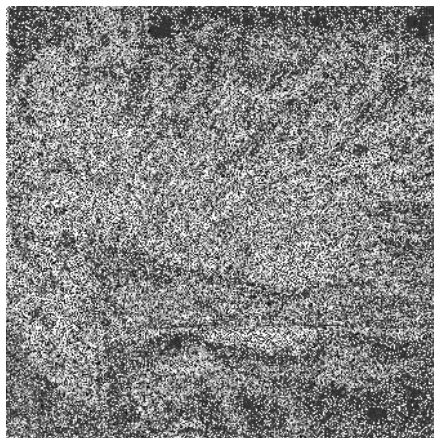


Рисунок 3.64 – Микрофотография ($\times 120$), показывающая срыв верхней части нароста [32] (сталь 30X, $V = 0,067$ м/с, $a = 0,149$ мм)

Третьим примером является резкое падение, из-за уменьшения нароста при значительных углах схода стружки, стойкости винтовых цилиндрических фрез при переходе от умеренных углов наклона режущей кромки ($\omega \leq 45^\circ$) к очень большим ($\omega = 70^\circ$).

С помощью скоростной киносъемки установлено, что в большинстве случаев нарост – образование нестабильное. При достижении определенной высоты его прочность оказывается недостаточной и он разрушается (рис. 3.64), причем частота срывов может достигать 3000...4000 раз в минуту (при $V = 40 \dots 60$ м/мин). Разрушению нароста способствует и то, что он не полностью охватывается стружкой, т.е. между наростом, стружкой и поверхностью резания появляются зазоры, в результате чего он перестает находиться в условиях равновесного всестороннего сжатия. Разрушенный нарост частично уносится

стружкой, частично поверхностью резания.

Вместе с тем М.Ф. Полетикой [46] установлено, что если на передней поверхности инструмента создать специальную упрочняющую отрицательную фаску или укороченную переднюю поверхность, то сходящая стружка формирует искусственное режущее лезвие, состоящее из чрезвычайно устойчивого нароста на фаске и части передней поверхности.

Вследствие высокой твердости нароста (рис. 3.65) он, выполняя функции режущего лезвия, отчасти предохраняет переднюю и заднюю поверхности инструмента от истирания их сходящей стружкой и обработанной поверхностью и уменьшает нагревание. Это приводит к уменьшению изнашивания инструмента, т.е. к повышению периода его стойкости.

Так как сходящая стружка скользит не по вершине резца, а по передней поверхности нароста, фактический передний угол лезвия γ_ϕ увеличивается. В результате степень деформации, усадка стружки, работа и сила резания уменьшаются (см. выражение (3.37)). Размеры нароста зависят от соотношения сил адгезии между образующейся стружкой и передней поверхностью лезвия инструмента и сил сопротивления сдвигу обрабатываемого и инструмен-

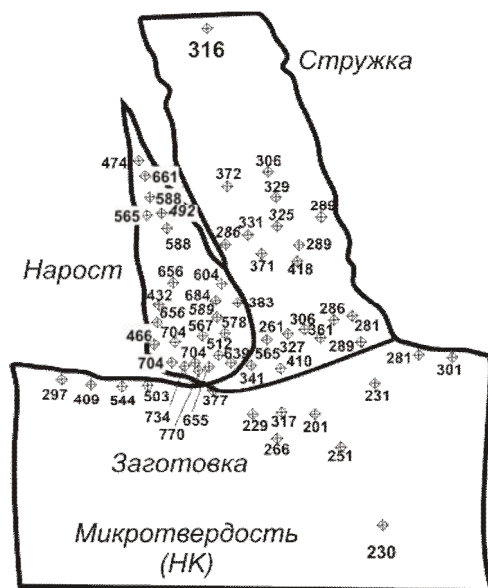


Рисунок 3.65 – Микротвердость нароста, стружки и заготовки [45]

тального материалов: чем больше сила адгезии превышает напряжения сдвига, тем больше размеры нароста.

Все обрабатываемые материалы можно разделить на *склонные к наростообразованию* и *не склонные к нему*. К первым относятся медь, латунь, бронза, олово, свинец, большинство титановых сплавов, белый чугун, закаленные стали, легированные стали с большим содержанием хрома и никеля; ко вторым – конструкционные, углеродистые и большинство легированных сталей, серый чугун, алюминий, силумин. Если материал склонен к наростообразованию, то размеры нароста H и l_0 (см. рис. 3.63) возрастают при уменьшении твердости и повышении пластичности материала.

Экспериментально установлено [17], что при наиболее распространенных условиях резания сталей нарост имеет максимальную высоту при таком значении скорости резания, при котором температура $\theta \approx 300^\circ\text{C}$, и исчезает при значении скорости, при которой температура $\theta \approx 600^\circ\text{C}$. Уменьшение размеров нароста при температурах более 300°C объясняется значительным снижением сопротивления материала нароста пластическому сдвигу вследствие его размягчения. По мере увеличения скорости резания (температуры на передней поверхности) изменяются не только размеры нароста, но и его форма (рис. 3.66).

При относительно низких скоростях резания и температурах образуется нарост первого вида (см. рис. 3.66, зона I). Он имеет форму, близкую к треугольной, мало развит по высоте, имеет небольшой радиус округления вершины. Задний угол нароста близок к нулю, поэтому он практически не выступает за заднюю поверхность инструмента. Передний угол нароста невелик. Как следствие, сходящая стружка контактирует с передней поверхностью инструмента за наростом. Структура нароста представляет собой слои, почти параллельные передней поверхности (с замыканием концов этих слоев на передней поверхности).

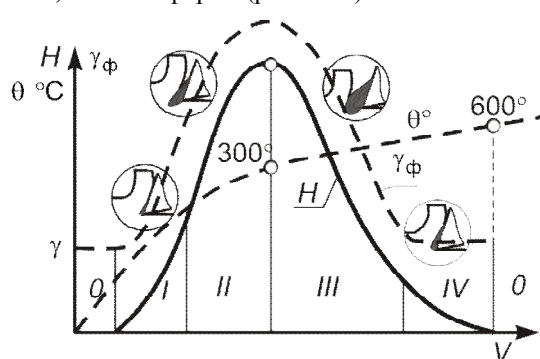


Рисунок 3.66 – Зависимость высоты нароста от скорости резания:

θ – нарост отсутствует;

I...IV – образуется нарост различных видов

При более высоких скоростях (см. рис. 3.66, зона II) образуется нарост второго вида, значительной высоты, с большим передним углом и задним углом, достигающим $5 \dots 12^\circ$. Стружка постоянно контактирует с передней поверхностью нароста, примыкающей к его вершине, а с остальной частью контакт прерывистый. Основание нароста, примыкающее к передней поверхности, достаточно стабильно, а его верхняя часть часто разрушается и уносится стружкой или поверхностью резания.

С дальнейшим возрастанием скорости резания и температуры клиновидное тело преобразуется в нарост третьего вида (см. рис. 3.66, зона III). Его форма становится прямоугольной или близкой к трапециoidalной, имеет значительную высоту. Действительный передний угол режущего клина чаще всего небольшой, иногда меньше нуля ($\gamma_\phi = -5 \dots 15^\circ$). Нарост значительно выступает за заднюю поверхность и защищает ее от непосредственного контакта с поверхностью резания, фактически трансформируясь в инструмент с укороченной передней поверхностью. Над вершиной нароста развивается застойная зона, а на стружке заметна вто-

ричная деформация. Наросты такого вида наиболее стабильны, их срыв происходит крупными частицами или полностью.

Наконец, при еще более высоких скоростях и температурах резания возникает нарост четвертого вида (см. рис. 3.66, зона IV), по форме и расположению близкий к первому. За счет малой высоты и большого действительного переднего угла сходящая стружка на некотором расстоянии от режущей кромки входит в плотный контакт с передней поверхностью. Текстура такого нароста выражена слабо. Это – нестабильное образование, постоянно изменяющееся во всем объеме. Разрушение его происходит не за счет срыва, а путем постоянного «стекания» с лезвия. При этом нарост размазывается по поверхности резания и прирезцовой стороне стружки.

Левее первой зоны и правее четвертой нарост практически не образуется, хотя заторможенный слой существует.

На высоту нароста оказывают влияние также физико-механические свойства обрабатываемого металла (пластичность и прочность), толщина срезаемого слоя, передний угол инструмента, условия охлаждения и смазывания в зоне резания и т. д. (рис. 3.67). Из рисунка видно, что чем менее пластичен материал (кривая HB_2 , рис. 3.67 а), чем меньше толщина срезаемого слоя ($a_1 > a_2 > a_3$, рис. 3.67 б), чем больше передний угол ($\gamma_1 < \gamma_2 < \gamma_3$, рис. 3.67 в), тем меньше высота нароста.

Характер рассмотренных зависимостей объясняется условиями трения стружки о переднюю поверхность инструмента и температурой в зоне резания. Чем выше скорость резания V , тем выше и температура в зоне резания θ° . Все факторы, способствующие повышению температуры резания, вызывают сдвиг кривой влево. Наоборот, факторы, способствующие уменьшению трения, приводят к уменьшению θ° , а, следовательно, и нароста, а кривая смещается вправо (рис. 3.67 в, г).

С применением СОТС (рис. 3.67 г) кривая зависимости $H = f(V)$ переходит из положения 1 в положение 2. Таким образом,

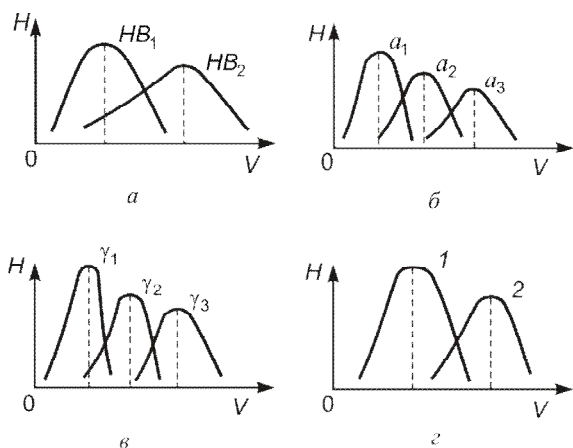


Рисунок 3.67 – Влияние условий резания на высоту нароста

при данном обрабатываемом металле и постоянных условиях смазывания размеры и форма нароста определяются только температурой на передней поверхности лезвия инструмента. Скорость резания, толщина срезаемого слоя, передний угол влияют постольку, поскольку они влияют на температуру резания [16, 17].

В зоне скоростей резания, соответствующих максимальной высоте нароста, наблюдается резкое увеличение шероховатости обработанной поверхности. При периодическом разрушении вершины нароста, связанной со срезаемым слоем, на поверхности резания и

обработанной поверхности образуются надрывы и борозды, а часть нароста внедряется в обработанную поверхность (рис. 3.68). Все это увеличивает шероховатость обработанной по-

верхности, и, таким образом, зона II скоростей и температур резания (см. рис. 3.66) наименее благоприятна для чистовой обработки.

При росте нароста, его разрушении и последующем возрастании происходит периодическое изменение фактического переднего угла инструмента и, как следствие, периодические изменения силы резания. Поэтому при максимально развитом наросте могут возникнуть вынужденные колебания системы станок–инструмент–приспособление–заготовка (СПИЗ) с частотой, равной частоте образования и полного или частичного разрушения нароста.

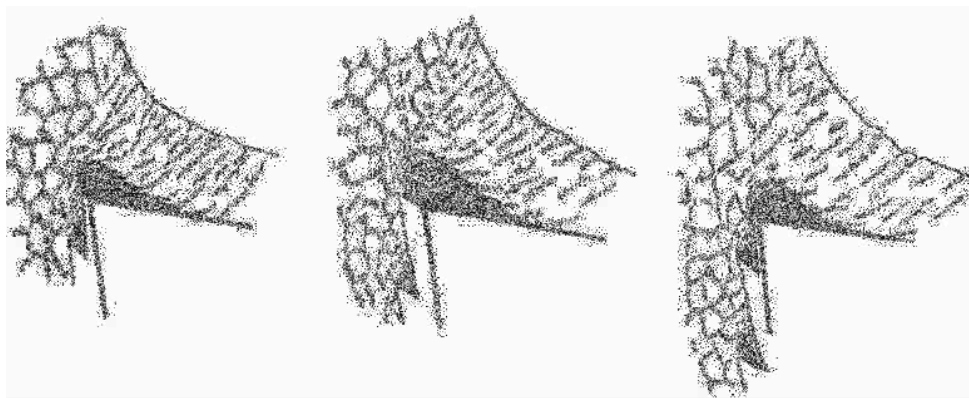


Рисунок 3.68 – Схема образования шероховатости поверхности вследствие срывов нароста

Из-за того, что вершина нароста свешивается за лезвие инструмента, действительная толщина срезаемого слоя становится больше номинальной на величину Δa (см. рис. 3.63), что нужно учитывать при настройке на размер при чистовой обработке.

Все перечисленные обстоятельства делают крайне нежелательным возникновение нароста при чистовой обработке. Поэтому при обработке материалов, склонных к наростообразованию, для устранения отмеченных нежелательных явлений необходимо:

- 1) работать в такой зоне скоростей, где нарост не образуется, например, в зоне очень низких скоростей резания; однако это влечет за собой снижение производительности обработки, поэтому выгоднее работать в зоне высоких скоростей, когда образовавшийся нарост не задерживается на лезвии инструмента;
- 2) снижать шероховатость передней поверхности режущего инструмента, применяя доводку при его заточке;
- 3) изменять физико-химические свойства поверхностных слоев контактных площадок инструмента за счет нанесения тонкопленочных покрытий или микролегирования;
- 4) по возможности увеличивать передний угол лезвия γ , например, при $\gamma = 45^\circ$ нарост почти не образуется;
- 5) применять смазочно-охлаждающие среды, уменьшающие трение на передней поверхности лезвия инструмента;
- 6) уменьшать пластичность обрабатываемого материала за счет применения специальной термической обработки или использовать стали с присадками, например, применение автоматной стали с пониженным содержанием марганца и повышенным содержанием серы, а также нормализация обрабатываемых сталей дают возможность уменьшить шероховатость обработанной поверхности.

3.11. Контактные явления на задней поверхности инструмента

Изучение контактных нагрузок на задней поверхности инструмента (ЗПИ) имеет большое значение. Так, В.А. Остафьевым [8] установлено, что их наличие положительно влияет на напряженное состояние режущей части: повышаются средние сжимающие напряжения в теле инструмента, которые предупреждают появление опасных для инструментальных материалов напряжений растяжения. Закон изменения касательных напряжений на задней поверхности определяет интенсивность тепловыделения от трения и температуру на ней [47]. В конечном итоге это все влияет на интенсивность изнашивания в каждой точке контактной поверхности [48].

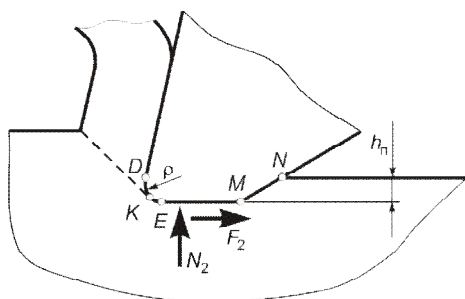


Рисунок 3.69 – Схема контакта задней поверхности с поверхностью резания

Согласно существующей классической схеме [33, 35, 47], участок контакта по ЗПИ состоит из трех частей (рис. 3.69): переходной поверхности скругления *KE*, плоской фаски *EM* и части задней поверхности *MN*, контакт с которой определяется величиной упругого восстановления поверхности резания после прохождения плоской фаски. Длина первого участка зависит от положения точки *K* на скругленной режущей кромке. Она разделяет потоки материала на стружку и поверхность резания. Считается, что таковой точкой является точка касания плоскости сдвига к дуге округления режущей кромки радиусом ρ . На основе этой гипотезы [33]

получена формула для расчета общей длины участка контакта:

$$l_2 = 1,25\rho\sqrt{\frac{B}{\sin\alpha}} + h_3,$$

где $B = \tan\phi$; h_3 – ширина плоской части контактного участка *EM*, а также для величины упругого восстановления (подъема) h_n поверхности резания (см. рис. 3.69):

$$h_n = \frac{\rho B}{\cos\gamma + B\sin\gamma} \left(1 - \sqrt{\frac{1}{1+B^2}} \right).$$

Определяющим параметром в приведенных формулах есть радиус округления режущей кромки ρ . Как доказано в работе [49] и др., независимо от способа затачивания твердосплавного инструмента, в процессе резания радиус ρ режущей кромки изменяется, приближаясь к стабилизированному значению $\rho \cong 20$ мкм (рис. 3.70).

Стабилизация наступает сразу после окончания периода приработки, который для этих инструментов не превышает нескольких минут.

В ряде исследований [7, 11, 46], утверждается, что зона контакта по задней поверхности включает в себя часть стабильной застойной зоны (В) на упрочняющей фаске (рис. 3.71) высотой h_2 , а также толщину h_1 заторможенного слоя (Б) на передней поверхности. Таким образом, общая длина контакта на ЗПИ составляет $l_2 = h_1 + h_2 + h_3$, а функцию режущего лез-

вия начинает выполнять объединенное заторможенное тело, радиус округления которого иногда в несколько раз меньше, чем лезвия режущего инструмента (см. рис. 3.62).

Экспериментальные и теоретические исследования контактных процессов на задней поверхности включают две самостоятельные задачи:

Радиус округления, мкм

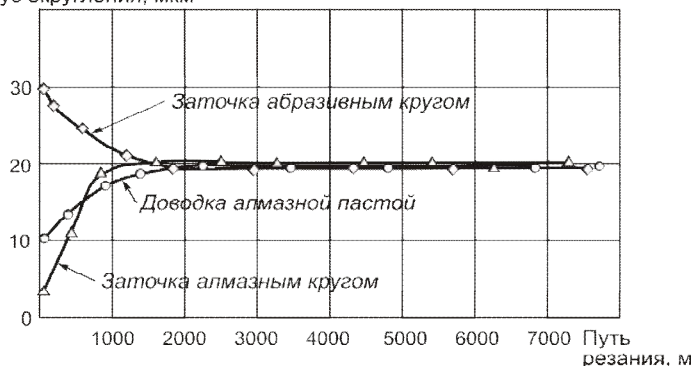


Рисунок 3.70 – Изменение радиуса округления кромки во время работы инструмента [49]

А.М. Розенберга [17], которые впервые установили факт независимости сил N_2 и F_2 от толщины срезаемого слоя a и переднего угла γ при $K_L = \text{const}$. Поскольку эти силы не меняются при изменении толщины срезаемого слоя, то их можно определить, отделив от сил, действующих на передней поверхности, т.е., уменьшая a , установить момент исчезновения стружки на передней поверхности. На основании этого был предложен метод определения сил N_2 и F_2 на задней поверхности путем экстраполяции зависимости нормальной к поверхности резания $P_x = f(a)$ и касательной $P_z = f(a)$ составляющих сил на нулевую толщину срезаемого слоя (рис. 3.72).

Это же явление в современных условиях было использовано авторами [50] при создании «метода последнего оборота», когда с помощью специальных приборов фиксируется процесс прекращения резания на последнем обороте заготовки после выключения подачи (рис. 3.73). Как установлено, прекращение схода стружки проявляется в виде короткого участка стабилизации силы резания в самом конце последнего оборота (рис. 3.74). Ее величина и равна соответствующей силе, действующей на ЗПИ.

Когда на резце присутствует устойчивый нарост, то его вершина, нависая над задней поверхностью (см. рис. 3.63), препятствует непосредственному контакту задней поверхности

- определение сил N_2 и F_2 , действующих на задней поверхности (см. рис. 3.69), и их зависимости от условий резания;

- определение закона распределения нормальных напряжений и напряжений трения на контактном участке.

Основные результаты по решению первой задачи получены в работах Н.Н. Зорева [16] и

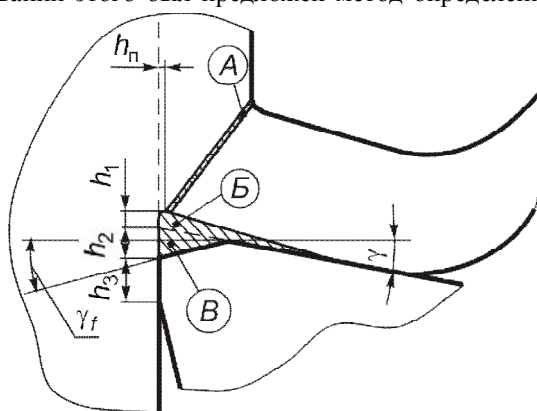


Рисунок 3.71 – Схема размещения контактных зон на передней и задней поверхностях для инструмента с фаской [11, 46]

инструмента с поверхностью резания. В этом случае силы на задней поверхности самого инструмента отсутствуют и соответственно исчезает влияние ширины фаски износа на проекции силы резания.

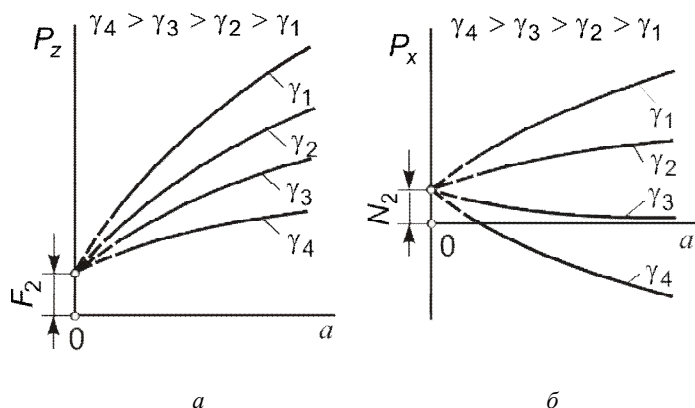


Рисунок 3.72 – Экстраполяция составляющих сил резания на нулевую толщину срезаемого слоя

металла, нанесенных с заторможенного тела на передней поверхности, переходной зоны с участками локального схватывания и зоны внешнего трения.

Отношение между силой трения и нормальной силой определяет средний коэффициент трения на ЗПИ $\mu_2 = F_2/N_2$. Как показали исследования, его значение также значительно отличается от величин, характерных для процесса внешнего трения стали по инструментальному материалу. Опытами Ю.Н. Внукова [51] установлено наличие на задней поверхности инструмента зоны внутреннего трения слоев

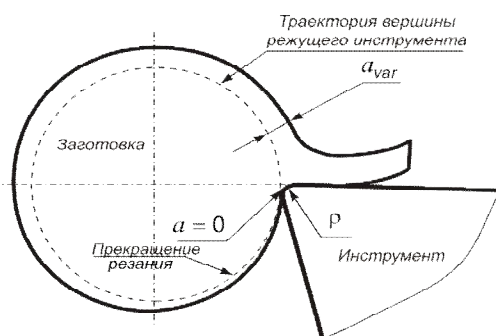


Рисунок 3.73 – Схема для определения сил на ЗПИ

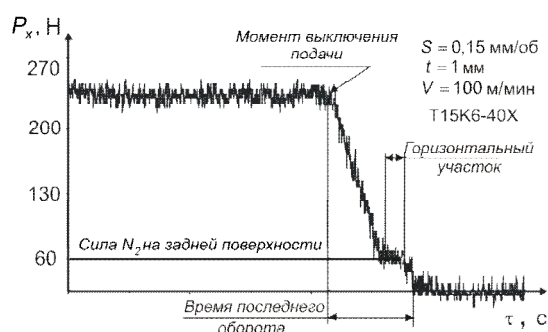


Рисунок 3.74 – Изменение силы резания за время последнего оборота

На различные виды контакта – от сплошного до точечного указывает и Т.Н. Лоладзе [14]. Причем сплошность контакта увеличивается при высоких скоростях и температурах, когда заполняются неровности в микропрофиле контактного участка. Об этом свидетельствует также и переменность коэффициента трения μ_2 : от 1,0...1,4 на вершине, до 0,5...0,7 в конце участка контакта [35], что есть следствием разной степени дискретности адгезионного контакта в зоне трения.

На рис. 3.75 представлены зависимости изменения среднего коэффициента трения на ЗПИ в процессе изнашивания инструмента.

Во всех случаях в интервале от практически острого резца к фаске изнашивания $h_3 = 0,15$ мм наблюдается экстремум зависимости коэффициента трения μ_2 , значение которого колеблется в пределах 0,8...1,1 для различного обрабатываемого материала. Поскольку в этот период сама фаска изнашивания сравнительно небольшая, то, очевидно, что μ_2 характеризует собою условия внутреннего трения на задней части заторможенного слоя передней поверхности. В дальнейшем, с возрастанием h_3 , увеличивается относительная длина участка контакта с условиями, которые приближаются к внешнему трению, что неизбежно вызывает снижение μ_2 , со следующей стабилизацией зависимости для всех исследуемых материалов в интервале μ_2 от 0,55 до 0,65.

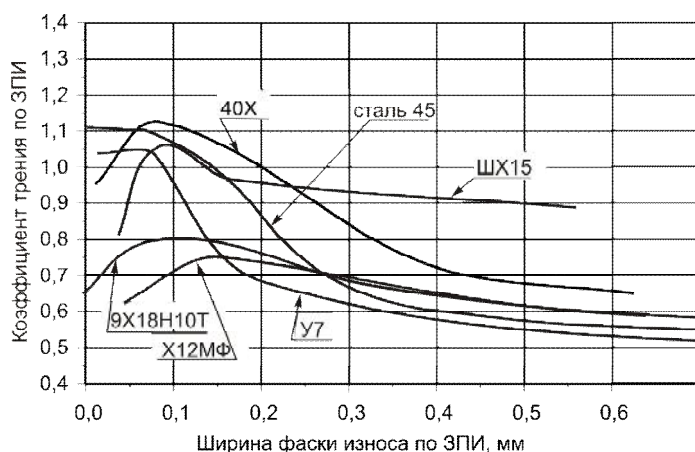


Рисунок 3.75 – Зависимости коэффициента трения μ_2 от ширины фаски h_3 контакта по ЗПИ для разных материалов [56] ($t = 1$ мм, $V = 1$ м/с, $S = 0,15$ мм/об, инструмент – Т15К6)

Опытами установлено [32], что нормальная сила на задней поверхности значительно возрастает с уменьшением коэффициента трения вследствие применения СОТС (табл. 3.3). Это объясняет затруднения, возникающие при срезании тонких стружек в активных средах, искусственно снижающих коэффициент трения. Если толщина срезаемого слоя мала, то силы на задней поверхности играют определяющую роль в общей нагрузке на инструмент. Поэтому общая сила резания резко возрастает при понижении коэффициента трения. Например, использование химически активных жидкостей, резко снижающих коэффициент трения, вынуждает уменьшать допустимый износ разверток в 2...3 раза, так как при обычно допускаемом износе происходит их поломка.

Исследование распределения контактных нагрузок на задней поверхности представляет собой самостоятельную задачу. Для их определения, как и для передней поверхности, первоначально был использован метод разрезного резца (рис. 3.76), однако данные, полученные различными авторами, сильно отличались как по форме установлен-

Таблица 3.3 – Зависимость нормальной силы на задней поверхности от коэффициента трения при резании в различных средах

Среда	μ_2	N_2 , Н
Воздух	1,19	80
Вода	0,36	450
Четыреххлористый углерод (CCl_4)	0,1	750

ных зависимостей, так и по их поведению с изменением условий резания (рис. 3.78, 3.79). Впоследствии была установлена и причина такого феномена.

Любой метод экспериментального исследования имеет определенную разрешающую способность (чувствительность), которая может быть оценена минимальной величиной контактного участка, для которого еще удастся получить достоверные результаты. Для разрезного реза – это 0,15...0,2 мм. Из этой позиции можно говорить лишь об исследовании контактных напряжений инструмента с довольно широкой измерительной фаской [8, 35]. Общим недостатком в приведенных выше результатах есть то, что они были получены для специально сформированного искусственного плоского участка контакта по ЗПИ. Поскольку напряжения на ЗПИ в основной мере есть следствие упругого последействия поверхности резания, то их эпюра определяется формой зоны контакта на ЗПИ, взаимодействующей с поверхностью резания.

На сложную природу контактного давления на задней поверхности указывает М.Ф. Полетика [35]. Так, на участке, который прилегает к режущей кромке OE (рис. 3.77), поле напряжений σ_y неразрывно связано с общим напряженным полем под зоной пластических деформаций и является его частью, а не только как реакция на упругое восстановление поверхности резания. На другой части задней поверхности эта связь ослабевает и природу напряжений можно рассматривать как результат упругого восстановления поверхностного слоя после прохода режущего лезвия.

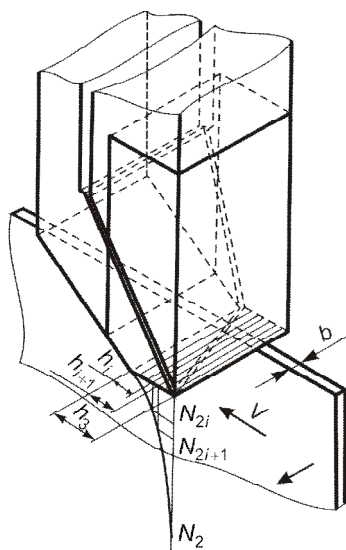


Рисунок 3.76 – Схема определения контактных нагрузок на задней поверхности разрезного реза [8]

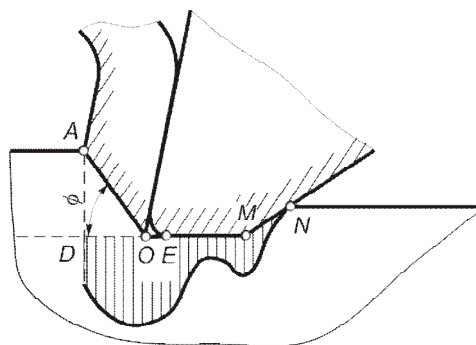


Рисунок 3.77 – Схема поля напряжений в поверхностном слое детали при перемещении комбинированного штампа [35]

Целым рядом исследований показано, что независимость сил N_2 и F_2 и напряжений (σ_{N_2} и τ_{F_2}) на ЗПИ от α и γ – есть чисто условная и относится к случаю постоянства K_L , т.е. постоянства напряженного состояния под зоной пластической деформации. М.Ф. Полетика [35], а еще раньше Н.Н. Зорев [16] указывали на тесную связь между степе-

нью деформации в основной пластической области и нормальной силой N_2 . Причем, при малой ширине фаски h_3 это влияние усиливается.

Таким образом, результирующее поле напряжений на ЗПИ может быть определено с использованием принципа суперпозиции полей напряжений от зоны деформации и зоны упругого восстановления, которое также аналогично напряженному полю от действия подвижного штампа контуром АОЕМ (см. рис. 3.77).

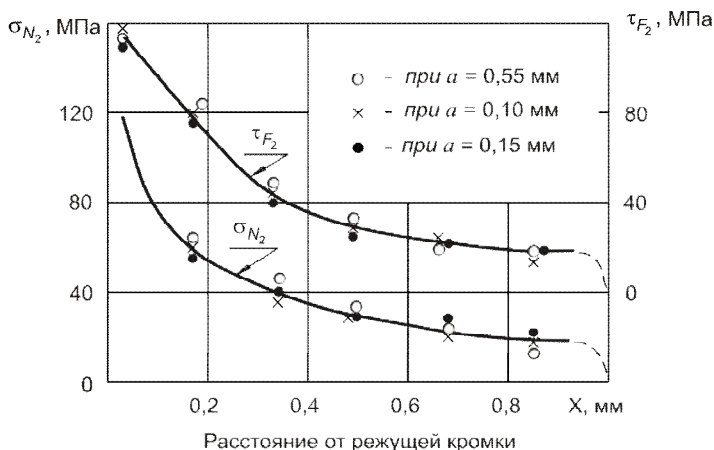


Рисунок 3.78 – Эпюры напряжений на задней поверхности при точении свинца ($V = 0,2$ мм/с, $b = 3$ мм) [35]

Н.П. Мазуром [40] было проведено компьютерное моделирование (рис. 3.80) контактного взаимодействия на ЗПИ с учетом температурных и деформационных явлений на передней и задней поверхностях инструмента, а также эффекта приработки-изнашивания поверхности фаски на ЗПИ (рис. 3.81).

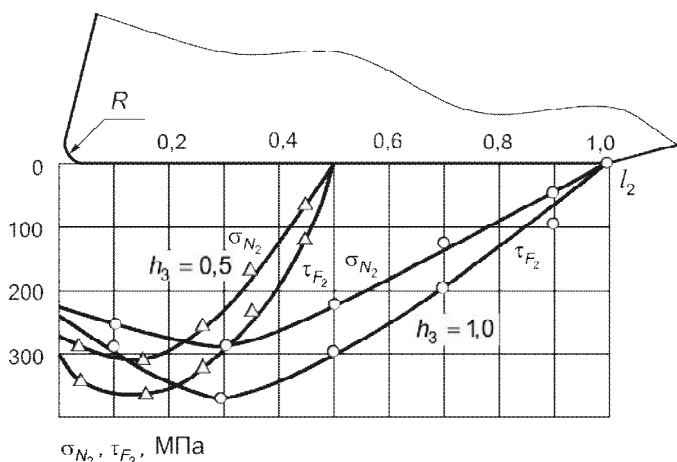


Рисунок 3.79 – Влияние ширины фаски изнашивания на распределение контактных нагрузок σ_{N_2} и τ_{F_2} [8]

Из рис. 3.81 б видно, что начальная форма площадки контакта неизбежно приводит к возникновению большого кромочного давления и напряжений трения в области точки M (см. рис. 3.69). Это вызывает усиленное изнашивание данной зоны (рис. 3.81 а). Конечной стадии приработки фаски износа, которая длится несколько секунд (при промышленно применяемых скоростях резания) и определяет реальную форму контактной поверхности на ЗПИ, соответствует равномерная зависимость интенсивности износа во всех точках ЗПИ (см. рис. 3.81 а).

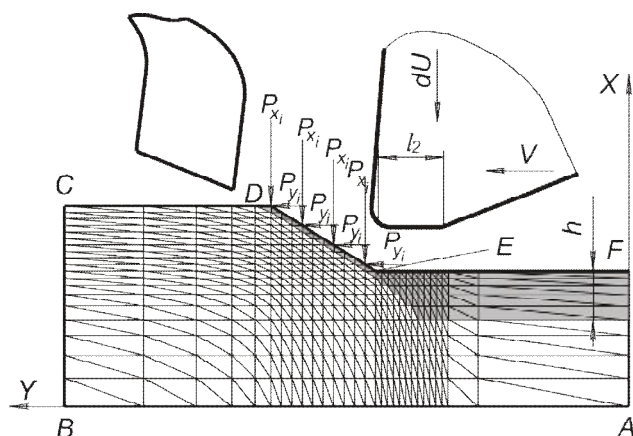


Рисунок 3.80 – Базовая модель для расчета контактных напряжений на задней поверхности

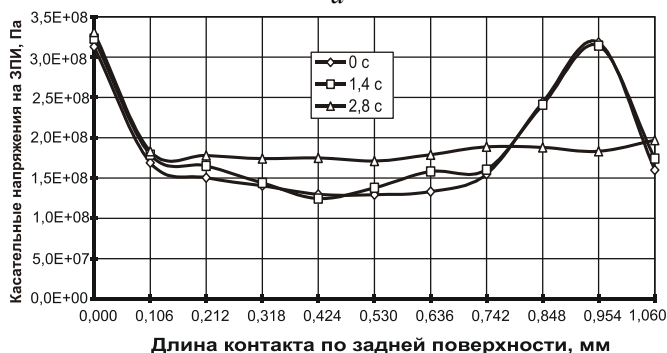
постоянными до точки М (см. рис. 3.77), и потом резко уменьшаются до точки N прекращения контакта с поверхностью резания. Полученные зависимости позволяют предсказать характер изменения температур на ЗПИ и в конечном итоге спрогнозировать процесс изнашивания инструмента.

Установленное состояние контактного взаимодействия позволяет одновременно определить результирующий закон распределения напряжений на ЗПИ как следствие полей напряжений от зоны деформации и зоны упругого восстановления поверхности резания (см. рис. 3.81 б).

Как видно, в области заторможенного тела и пластического контакта напряжения трения (сдвига) падают вследствие повышения температуры сдвигаемых слоев, а затем остаются примерно



а



б

Рисунок 3.81 – Изменение интенсивности изнашивания (а) и касательных напряжений (б) по задней поверхности в ходе приработки при строгании стали ШХ15 резцом из твердого сплава ВК8 (цифры на графиках – время приработки) ($a = 0,1$ мм, $b = 1$ мм, $V = 1$ м/с, $h_3 = 1$ мм, $\gamma = 0$)

3.12. Взаимосвязь явлений в процессе стружкообразования

Различные факторы, действующие при резании, по-разному влияют на деформационные и контактные процессы в зоне резания. Одни из них оказывают непосредственное влияние на процесс стружкообразования, другие – косвенно, через те факторы, которые влияют непосредственно. Косвенно влияют почти все факторы, причем это влияние в большинстве случаев вызывает цепочку взаимосвязанных явлений, обуславливающих, в конечном счете, действие фактора, влияющего непосредственно.

Действие какого-либо фактора через цепочку взаимосвязанных явлений может усиливаться или ослабляться в зависимости от того, существует ли двустороннее взаимное влияние факторов друг на друга и совпадают или не совпадают результаты активного и реактивного действия.

Параметры процесса резания делятся на внутренние и внешние: к внутренним относятся угол действия, температура на передней поверхности инструмента, действительный передний угол с учетом заторможенного тела, длина площадки контакта, средний коэффициент трения и др.; к внешним – физико-механические свойства обрабатываемого и инструментальных материалов, геометрические параметры инструмента, параметры режима резания и свойства СОТС.

Непосредственное и наиболее сильное влияние на процесс резания оказывают угол действия, передний угол инструмента, скорость резания и свойства обрабатываемого и инструментального материалов. Влияние остальных факторов на процесс резания косвенное.

Влияние угла действия ω . Угол действия есть, в некоторой мере, искусственным вторичным параметром процесса резания, поскольку он определяется углом трения и передним углом. Однако оценивать влияние этих параметров на угол сдвига ϕ и коэффициент усадки стружки через угол ω удобно, используя формулы взаимосвязи (3.22)–(3.25). Изменения угла действия можно достигнуть, изменяя средний коэффициент трения в результате применения СОТС или за счет снижения шероховатости передней поверхности при заточке. С увеличением угла действия угол сдвига уменьшается (рис. 3.82), что приводит к увеличению степени деформации срезаемого слоя:

$$\omega \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \Rightarrow K_L \uparrow. \quad (3.39)$$

Влияние переднего угла. Непосредственное влияние переднего угла на процесс стружкообразования заключается в изменении направления схода стружки в пространстве (рис. 3.83 а).

При уменьшении γ увеличивается угол между векторами скоростей резания V и стружки V_c и частицы срезаемого слоя при превращении его в стружку сильнее изменяют направление своего движения. Поскольку это изменение направления связано со сдвигом по условной плоскости сдвига, то уменьшение переднего угла должно увеличить интенсивность (скорость V_ϕ) сдвигового процесса, т.е. уменьшить угол сдвига и увеличить коэффициент усадки (рис. 3.83 б).

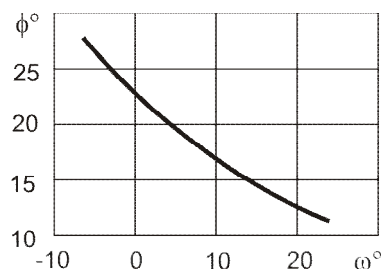


Рисунок 3.82 – Влияние угла действия ω на угол сдвига ϕ при постоянном переднем угле инструмента [32]

При обработке металлов без образования нароста косвенное влияние переднего угла инструмента на процесс формирования стружки связано только с изменением угла действия. С увеличением γ угол действия уменьшается вследствие изменения положения передней поверхности (см. формулу (3.31)) и увеличивается из-за роста среднего коэффициента трения вследствие падения удельных нормальных нагрузок на передней поверхности. Первое воздействие является преобладающим. То есть:

$$\left\{ \begin{array}{l} \gamma \uparrow \Rightarrow \text{из формулы Зворыкина } (2\phi \uparrow + \arctg \mu - \gamma \uparrow = \text{const}) \Rightarrow \phi \uparrow \uparrow \\ \gamma \uparrow \Rightarrow \bar{\sigma}_{N_0} \downarrow \Rightarrow (\mu_a \uparrow = \text{const} / \bar{\sigma}_{N_0} \downarrow) \Rightarrow \mu \uparrow \Rightarrow \beta \uparrow \Rightarrow \phi \downarrow \end{array} \right\} \Rightarrow K_L \downarrow \quad (3.40)$$

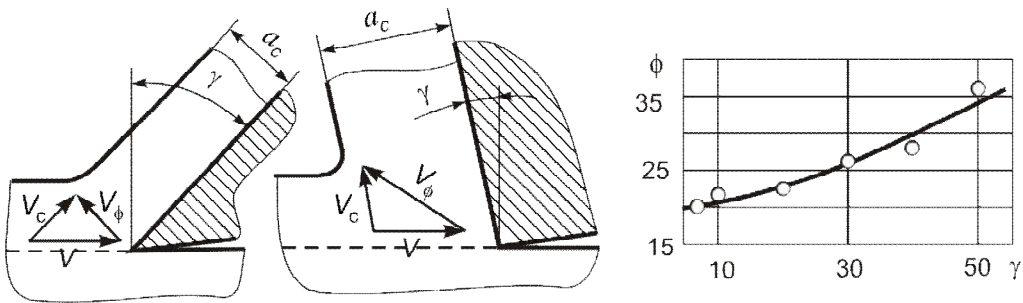


Рисунок 3.83 – Влияние переднего угла γ на угол сдвига ϕ при постоянном угле действия [32] (свободное резание стали 20X; $\omega = 0$)

При развитом наросте влияние переднего угла на процесс стружкообразования сильно ослабляется, так как нарост, формируя искусственное режущее лезвие, как бы нивелирует разницу между различными передними углами.

Влияние скорости резания. Из параметров режима резания наиболее существенно и многообразно (и непосредственно, и косвенно) на процесс стружкообразования влияет скорость резания. Непосредственное ее влияние обусловлено запаздыванием пластических деформаций в зоне стружкообразования (см. п. 3.4. и рис. 3.21). Косвенное влияние связано с изменением среднего коэффициента трения и фактического переднего угла γ_ϕ (вследствие наростообразования).

С увеличением скорости резания происходит повышение температуры в зоне резания, что влечет за собой уменьшение сопротивления сдвигу в контактном слое стружки. Последнее приводит к тому, что \bar{q}_{Fl_0} в формуле (3.35) падает и средний коэффициент трения уменьшается. Таким образом, при работе без нароста увеличение скорости резания облегчает процесс стружкообразования, уменьшает относительный сдвиг и коэффициент усадки стружки (рис. 3.84).

При обработке металлов, склонных к наростообразованию, влияние скорости резания на процесс стружкообразования в значительной степени определяется температурой в зоне резания. Как видно из рис. 3.66 и 3.85, при обработке сталей нарост достигает максимальных размеров при температуре 300 °C и исчезает при 600 °C. В этом диапазоне на прямое влияние скорости резания

$$(V \uparrow \Rightarrow (\bar{q}_{Fl_0} \downarrow \Rightarrow \mu_a \downarrow \text{ и } \mu_0 \downarrow) \Rightarrow \mu \downarrow \Rightarrow \beta_{тр} \downarrow \Rightarrow \phi \uparrow \Rightarrow K_L \downarrow)$$

накладывается более сильное воздействие от изменения фактического переднего угла γ_ϕ (3.40). Поэтому зависимость $K_L - V$ становится экстремальной как следствие аналогичного поведения зависимости $\gamma_\phi - V$ через увеличение или уменьшение высоты нароста (см. рис. 3.85).

Только при таких скоростях резания, когда температура в зоне резания становится выше 600 °С, увеличение V улучшает все показатели стружкообразования.

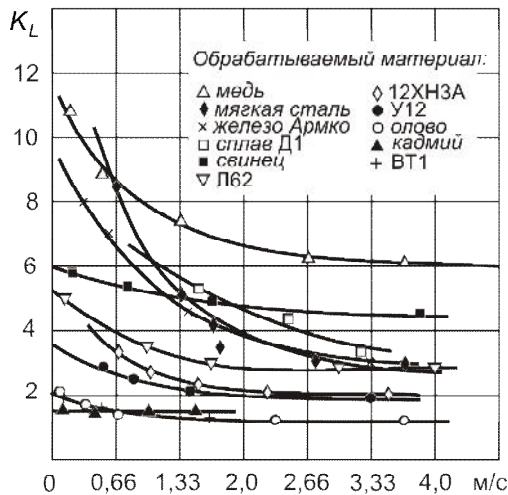


Рисунок 3.84 – Зависимость усадки стружки от скорости резания при обработке различных материалов при условиях отсутствия наростообразования [32]

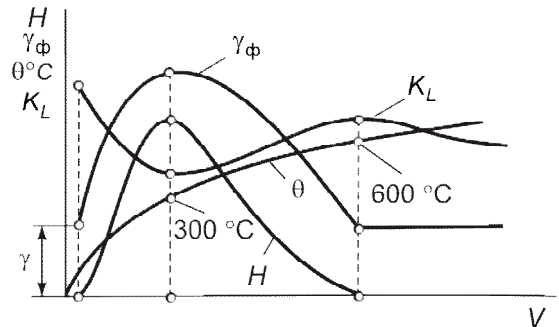


Рисунок 3.85 – Взаимосвязь между скоростью резания, температурой, высотой нароста, действительным передним углом, коэффициентом K_L усадки стружки

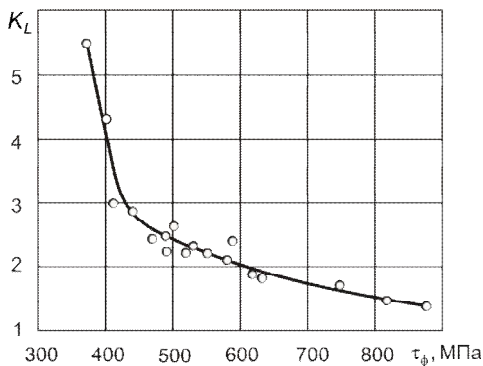


Рисунок 3.86 – Влияние сопротивления сдвигу τ_s обрабатываемого материала на усадку стружки при резании со скоростью 1 м/с [32]

Влияние свойств обрабатываемого материала. Свойства обрабатываемого материала влияют на процесс стружкообразования как непосредственно, так и косвенно. Непосредственное влияние проявляется в увеличении угла сдвига с повышением сопротивления сдвигу материала в зоне стружкообразования при постоянных значениях γ и ω (рис. 3.86). Степень деформации срезаемого слоя при этом уменьшается.

Косвенное влияние свойств обрабатываемого материала на процесс стружкообразования, если нарост при резании не образуется, проявляется в изменении угла действия ω из-за изменения среднего коэффициента трения. С увеличением сопротивления пластической деформации обрабаты-

мого материала возрастают удельные нормальные и касательные нагрузки на передней поверхности. Первое приводит к уменьшению, а второе к увеличению среднего коэффициента трения (см. формулу (3.35)). В силу этого при постоянной температуре средний коэффициент трения мало изменяется для различных обрабатываемых материалов.

При постоянной скорости резания увеличение сопротивления пластической деформации обрабатываемого материала вызывает повышение температуры контакта стружки с передней поверхностью (поскольку возрастают удельные касательные нагрузки на передней поверхности); при этом средний коэффициент трения падает и уменьшается усадка стружки.

Таким образом, непосредственное и косвенное влияние механических свойств обрабатываемого материала на деформацию и усадку стружки совпадают.

На процесс стружкообразования влияют не только механические, но также и физические свойства обрабатываемого материала. Например, уменьшение теплопроводности приводит к аккумуляции тепла в зоне резания, повышению температуры контакта стружки и снижению значения среднего коэффициента трения.

Если резание протекает с образованием нароста, косвенное влияние свойств обрабатываемого материала на процесс стружкообразования проявляется в изменении действительного переднего угла.

Влияние свойств инструментального материала. Свойства материала инструмента влияют на процесс стружкообразования значительно меньше, чем обрабатываемого. Экспериментально установлено [32], что заметное влияние на параметры стружкообразования оказывают лишь теплопроводность инструментального материала и его контактная адгезионная активность. Малая теплопроводность ухудшает теплоотвод из зоны резания и повышает температуру контакта, что влечет за собой развитие событий, описанных выше. Что же касается контактной адгезионной активности, под которой подразумевается способность материала к схватыванию или химическому соединению с материалом стружки, то она влияет на процесс стружкообразования через коэффициент внешнего трения, а также через нарушение условия равновесия между зонами внешнего и внутреннего трения (см. п. 3.9, зона $A-B$, рис. 3.49), а, следовательно, через длину контакта стружки с инструментом и среднее нормальное давление. Чем выше способность инструментального материала к схватыванию с обрабатываемым материалом, тем больше длина пластического и общего контакта стружки, тем ниже среднее нормальное контактное давление и тем выше средний коэффициент трения стружки о резец и соответственно выше усадка стружки.

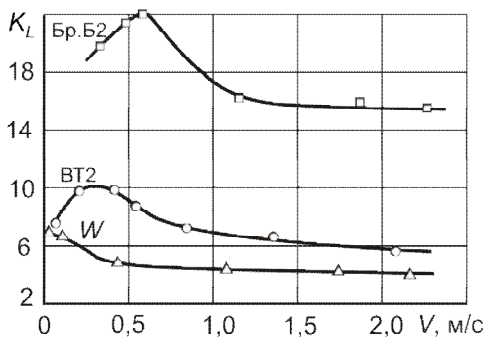


Рисунок 3.87 – Зависимость усадки стружки от скорости резания при точении меди резцами из различных материалов [32]

На рис. 3.87 представлены результаты опытов по обработке меди резцами из материалов, специально подобранных с таким расчетом, чтобы их способности к схватыванию с медью сильно различались. Из него видно чрезвычайно сильное влияние инструментального материала на усадку стружки: для бронзового резца она в 4–5 раз выше, чем для вольфрамового.

Подобные явления имеют место при резании инструментами с износостойкими покрытиями, имеющими пониженную адгезионную активность (например из TiN). Это приво-

дит к уменьшению длины участка пластического и общего контактов, концентрации нормальных напряжений вблизи вершины инструмента, что неблагоприятно сказывается на его прочности. Поэтому современные покрытия проектируются таким образом, чтобы, имея повышенные износостойкие свойства, обладали одновременно значительной адгезионной активностью, что увеличивает длину контактной площадки и уменьшает нормальные контактные напряжения [52].

Влияние толщины срезаемого слоя. Толщина срезаемого слоя на процесс стружкообразования влияет только косвенно через изменение других факторов. Если нарост отсутствует, то рост толщины срезаемого слоя связан с изменением среднего коэффициента трения, который из-за увеличения средних нормальных контактных напряжений на передней поверхности падает:

$$(a \uparrow \Rightarrow \bar{\sigma}_{Nl_0} \uparrow \Rightarrow \mu_a \downarrow \Rightarrow \mu \downarrow \Rightarrow \beta_{\text{тр}} \downarrow \Rightarrow \phi \uparrow \Rightarrow K_L \downarrow).$$

При наличии нароста толщина срезаемого слоя дополнительно влияет через изменение фактического переднего угла инструмента. При этом положения максимальных и минимальных значений коэффициентов усадки зависят от соотношения скоростей и толщин срезаемого слоя, при которых достигаются температуры 300 и 600 °С (рис. 3.88).

На рис. 3.89 [57] приведена обобщенная графическая интерпретация взаимосвязи основных характеристик резания (температуры θ , усадки стружки K_L , угла сдвига ϕ , нормальной составляющей силы резания P_y , стойкости T , суммарной длины пути L , шероховатости поверхности R_a , при обработке стали ШХ15 инструментом из гексанита-Р(1) и из эльбора-Р(2). Различие характеристик для гексанита-Р и эльбора-Р объясняется их различными теплопроводностями.

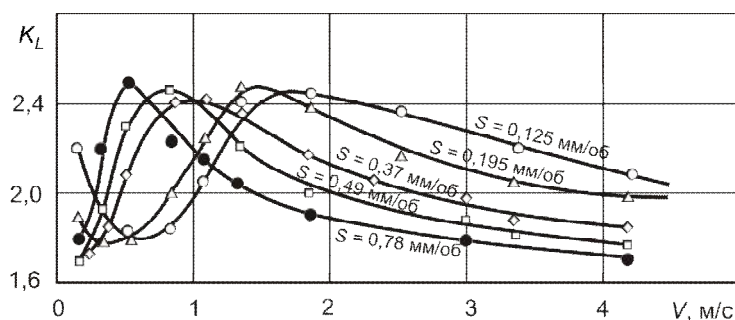


Рисунок 3.88 – Влияние скорости резания на усадку стружки при точении стали 40 с различными подачами [16]

ной составляющей силы резания P_y , стойкости T , суммарной длины пути L , шероховатости поверхности R_a , при обработке стали ШХ15 инструментом из гексанита-Р(1) и из эльбора-Р(2). Различие характеристик для гексанита-Р и эльбора-Р объясняется их различными теплопроводностями.

На приведенных зависимостях параметров от скорости резания ярко выражены три диапазона, в пределах которых их изменение обусловлено взаимным влиянием. Особо это заметно в диапазоне, где происходит наростообразование (при температуре резания около 300 °С). В присутствии нароста практически все характеристики (кроме температуры) проходят через максимумы или минимумы значений.

Уже упоминалось, что влияние всех условий резания в той или иной степени связано с изменением среднего коэффициента трения стружки с передней поверхностью инструмента. Таким образом, процессы в зоне стружкообразования зависят от условий в зоне контакта, в частности от среднего коэффициента трения, а средний коэффициент трения зависит от процесса стружкообразования.

Иначе говоря, напряженное состояние в одной из этих зон не может быть изменено без того, чтобы соответственно не изменилось напряженное состояние в другой из этих зон. Так,

например, если из-за влияния внешней среды (СОТС) изменился коэффициент внешнего трения на передней поверхности и длина пластической зоны контакта, то при этом изменилось напряженное состояние в зоне контакта стружки. Изменение контактных напряжений приведет к тому, что сила R и момент M (рис. 3.90), действующие на стружку со стороны передней поверхности, изменяются.

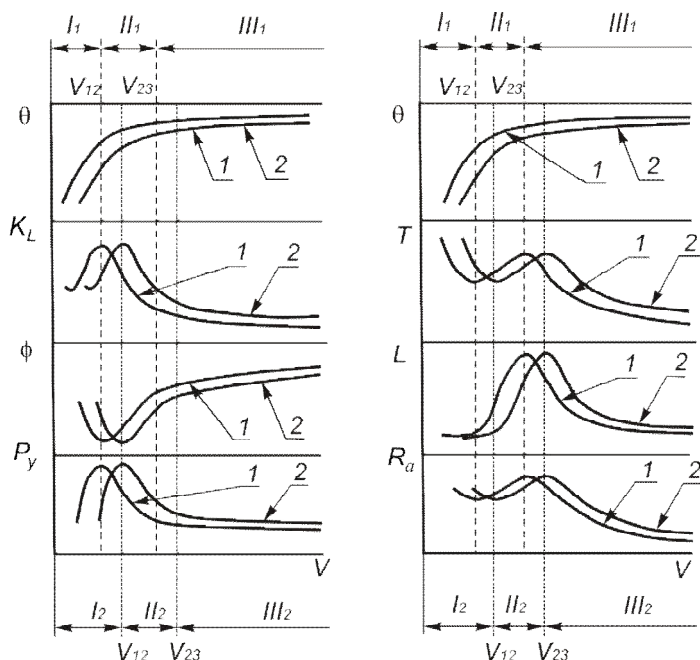


Рисунок 3.89 – Обобщенная графическая интерпретация взаимосвязи основных характеристик резания при растачивании

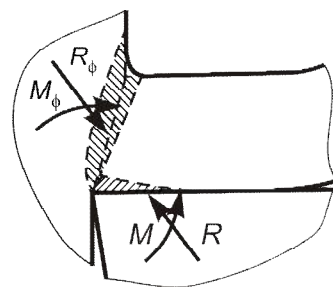


Рисунок 3.90 – Схема сил и моментов, действующих на стружку

Но для того, чтобы условия равновесия элемента стружки соблюдались, должны измениться сила R_ϕ и момент M_ϕ , действующие на стружку со стороны зоны стружкообразования. Последнее возможно лишь при изменении напряженного состояния (касательных и нормальных напряжений) в зоне стружкообразования. Но изменение напряженного состояния зоны стружкообразования вызовет и изменение ее деформированного состояния. Соответственно изменится деформация стружки, ее усадка и толщина, а, следовательно, длина контакта с передней поверхностью. Это в свою очередь приведет к изменению распределения контактных нагрузок, т.е. к изменению напряженного состояния в зоне контакта. В силу условий равновесия опять возникнет необходимость изменения напряженного состояния в зоне стружкообразования и т. д. В итоге напряженные состояния в зоне контакта и в зоне стружкообразования должны так взаимно отрегулироваться, чтобы условие равновесия соблюдалось. Это явление в последнее время используется для моделирования процесса резания, когда состояние равновесия находится итерационным путем [40].

Из сказанного следует, что наблюдаемая сложная взаимосвязь факторов в процессе резания обусловлена тем, что постоянно взаимно балансируются (через силу и момент струж-

кообразования) два одновременно происходящих процесса: пластической деформации в зоне стружкообразования и трения в зоне контакта стружки с передней поверхностью. Опыты показывают, что из-за влияния случайных факторов полная стабилизация практически не наступает, а процесс резания постоянно выводится из состояния равновесия и приходит к нему. То есть резание – это процесс нестабильный, что видно, например, по периодически изменяющемуся сечению стружки.

Вопросы для самопроверки

1. Методы изучения напряженно-деформированного состояния в зоне стружкообразования.
2. Какие физические процессы происходят в зоне стружкообразования?
3. Охарактеризуйте механизмы образования сливной и элементной стружки.
4. Какие типы стружки образуются при резании? Укажите условия их существования.
5. Перечислите количественные характеристики степени деформации металла стружки и методы их определения.
6. Охарактеризуйте влияние условий обработки на деформацию стружки.
7. Методы определения законов распределения напряжений на передней поверхности инструмента.
8. Особенности процесса трения стружки по передней поверхности лезвия при резании.
9. Как изменяются нормальные и касательные контактные напряжения на передней поверхности режущего лезвия вдоль контактного участка?
10. Как рассчитать силу трения на передней поверхности инструмента?
11. Что из себя представляет процесс наростообразования? Его положительное и отрицательное влияние на показатели процесса резания.
12. Какие физические процессы происходят в зоне контакта задней поверхности инструмента с поверхностью резания?

Список литературы к разделу 3

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел / А. Надаи. – М. : Мир, 1969. – 863 с.
3. Подураев В.Н. Обработка резанием жаропрочных и нержавеющей материалов / В.Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1965. – 615 с.
4. Клушин М.И. Резание металлов / М.И. Клушин. – М. : Машгиз, 1958. – 453 с.
5. Смирнов-Аляев Г.А. Сопротивление материалов пластическому деформированию / Г.А. Смирнов-Аляев. – М. ; Л. : Машгиз, 1961. – 463 с.
6. Сторожев М.В. Теория обработки металлов давлением / М.В. Сторожев, Е.А. Попов. – М. : Машиностроение, 1971. – 424 с.
7. Васин С.А. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
8. Физические основы процесса резания металлов / [В.А. Остафьев, И.П. Стабин, В.А. Румбешта и др.] ; под общ. ред. В.А. Остафьева. – К. : Вища школа, 1976. – 136 с.

9. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałów metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. – 382 arc.
10. Армарего Дж.А. Обработка металлов резанием / Дж.А. Армарего, Р.Х. Браун ; пер. с англ. В.А. Пластунова. – М. : Машиностроение, 1977. – 325 с.
11. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
12. Старков В.К. Дислокационные представления о резании металлов / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 1979. – 160 с.
13. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 1989. – 296 с.
14. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
15. Зайков М.А. Режимы деформации и усилия при горячей прокатке / М.А. Зайков. – Свердловск : Metallurgizdat, 1960. – 302 с.
16. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 368 с.
17. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1956. – 318 с.
18. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
19. Lee E.H. Theory of Plasticity Applied to the Problem of Machining / Lee E.H., Shaffer B.W. // Journal of Applied Mechanics. – 1951. – №4. – Vol. 18.
20. Chakrabarty J. Theory of plasticity / Chakrabarty J. – New York : Mc Graw-Hill Book Comp., 1987.
21. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
22. Moriwaki T. Combined stress, material flow and heat analysis of orthogonal micromachining of copper / Moriwaki T., Sugimura N., Luan S. // Annals CIRP. – 1993. – Vol. 42/1. – P. 75–78.
23. Ikawa N. An atomistic analysis of nanometric chip removal as affected by tool – work interaction in diamond turning / Ikawa N., Shimada Sh., Tanaka H. // Annals CIRP. – 1991. – Vol. 40/1. – P. 551–554.
24. Inamura T. Mechanics and energy dissipation in nanoscale cutting / Inamura T., Takezawa N., Kumaki Y. // Annals CIRP. – 1993. – Vol. 42/1. – P. 79–82.
25. Maekawa K. Friction and tool wear in nano-scale machining – a molecular dynamics approach / Maekawa K., Itoh A. // Wear. – 1995. – Vol. 188. – P. 115–122.
26. Матвеев В.С. Классификация видов сливной стружки / В.С. Матвеев // Пути интенсификации производственных процессов при механической обработке. – Томск, 1979. – С. 12–16.
27. Ефимович И.А. Исследование динамики напряженно-деформированного состояния режущей части инструмента с применением лазерной интерферометрии / И.А. Ефимович, Е.В. Артамонов // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования : сб. научн. трудов Института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины. – Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002. – 541 с.

28. Oxley P. Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability / P. Oxley. – New York : Ellis Horwood Ltd, 1989.
29. Куфарев Г.Л. Стружкообразование и качество обработанной поверхности при несвободном резании / Г.Л. Куфарев, К.Б. Океанов, В.А. Говорухин. – Фрунзе : «Мектеп», 1970. – 169 с.
30. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / под ред. Н.И. Резникова. – М. : Машиностроение, 1972. – 198 с.
31. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1974. – 615 с.
32. Развитие науки о резании металлов / [Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н. и др.] ; под. ред. Н.Н. Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
33. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
34. Промптов А.И. Внешняя среда в механике процесса резания / А.И.Промптов // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования : сб. научн. тр. Института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины. – Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002. – С. 44–52.
35. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. – М. : Машиностроение, 1969. – 150 с.
36. Мазур М.П. Прогнозуюче моделювання процесу різання для інструментів з покриттям / М.П. Мазур, Я.М. Гладкий, В.В. Милько // Резание и инструмент в технологических системах. – 2002. – №61. – С. 123–130.
37. Зорев Н.Н. О взаимозависимости процессов в зоне стружкообразования и в зоне контакта на передней поверхности инструмента / Н.Н. Зорев // Вестник машиностроения. – 1963. – №12. – С. 45–50.
38. Oxley P. Development and application of a predictive machining theory / P. Oxley // Machining Science and Technology: An International Journal. – Volume 2, Issue 2, 1998. – P. 165–189.
39. Merchant M.E. Mechanics of the Metal-Cutting process / Merchant M.E. // J. Of Applied Physics. – 1945. – Vol. 16. – № 5 and 6. – P. 267, 318.
40. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів : дис...докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
41. Lovell M.R. Modeling of orthogonal machining processes for variable tool–chip interfacial friction using explicit dynamic finite element method / Lovell M.R., Bhattacharya S., Zeng R. // Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating. – Atlanta, USA, 1998. – Vol. 47/1. – P. 265–276.
42. Shirakashi Takahiro. Recent progress of computational modeling and some difficulties / Shirakashi Takahiro, Obikawa Toshiyuki // Proceeding of the CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operating. – Atlanta, USA, 1998. – Vol. 47/1. – P. 179 – 191.
43. Клушин М.И. К характеристике контактного взаимодействия стружки с инструментом / М.И. Клушин, М.С. Беккер, М.Б. Гордон // Вопр. теории действия СОТС в процессе обработки металлов резанием. – Горький : ГПИ, 1975. – С. 54–66.
44. Перепелкин В.С. Влияние условий резания на изнашивание инструмента при точении наростообразующих материалов / В.С. Перепелкин, Д.И. Симкин // Пути повышения

- производительности и качества механообработки на базе эффективного применения смазывающе-охлаждающих жидкостей и прогрессивных методов заточки инструмента. – М. : Станкин, 1981. – С. 21–28.
45. Kalpakijan S. Manufacturing processes for engineering materials / S. Kalpakijan. – Reading : Addison-Wesley, 1985.
 46. Полетика М.Ф. Микроструктура и микротвердость в зоне резания при работе резцом с фаской / М.Ф. Полетика // Известия Томского политехнического института. – Томск : ТПИ, 1957. – Т. 85. – С. 57–67.
 47. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
 48. Кабалдин Ю.Г. Расчет износа режущего инструмента на основе структурно-энергетического подхода к его прочности / Ю.Г. Кабалдин, Б.И. Молокалов, В.В. Высоцкий // Вестник машиностроения. – 1993. – №9. – С. 33–36.
 49. Филоненко С.Н. Особенности геометрии износа резцов при тонком точении стали 38ХМЮА / С.Н. Филоненко, Г.Ф. Алейниченко // Резание и инструмент. – Харьков. – 1971. – Вып. 4. – С. 67–79.
 50. Декл. пат. 39602А Україна, 7 G01N3/58. Спосіб визначення сили на задній поверхні різального інструменту / Мазур М.П., Гладкий Я.М., Милько В.В. ; заявник і патентовласник Технологічний ун-т Поділля. – № 99063137 ; опубл. 15.06.2001, Бюл. №5. – 4 с. : іл.
 51. Внуков Ю.Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей: дис....докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : защищена 22.11.1995 : затв. 9.02.1996 / Юрий Николаевич Внуков. – М., 1995. – 378 с.
 52. Внуков Ю.Н. Влияние фрикционной активности на процесс контактирования инструмента с обрабатываемым материалом и износ / Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко, Л.Г. Дюбнер // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 63. – С. 22–40.
 53. Розенберг Ю.А. Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании / Ю.А. Розенберг // Вестник машиностроения. – 2001. – №3. – С. 34–38.
 54. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
 55. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В.Ф. Бобров. – М. : Машгиз, 1962. – 152 с.
 56. Мазур М.П. Определение контактных нагрузок и коэффициента трения на задней поверхности режущих инструментов / М.П. Мазур, Я.М. Гладкий, В.В. Милько // Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – №60. – С. 128–132.
 57. Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении : учебн. пос. / [Верезуб Н.В., Весткемпер Э., Внуков Ю.Н. и др.] ; под общей ред. А.И. Грабченко. – Харьков : ХГПУ, 1999. – 436 с.
 58. Залога В.О. Курс лекцій «Інструментальні матеріали для лезових інструментів». Розділ «Інструментальні матеріали» : навч. посіб. / В.О. Залога. – Суми : Вид-во СумДУ, 2007. – 205 с.
 59. Залога В.А. Материалы для металлорежущих лезвийных инструментов : учеб. пособ. / В.А. Залога, В.Д. Гончаров. – Барнаул : Изд-во АлгГТУ им. Ползунова, 2009. – 299 с.

Раздел 4 СТАТИКА И ДИНАМИКА ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

4.1. Сила и мощность при резании

Величина и направление силы резания, действующей при обработке материалов, являются важными характеристиками этого процесса. От них зависят условия работы станка, инструмента, приспособления, точность обработки детали и др. Проанализируем более детально причины возникновения силы резания и ее зависимость от условий обработки.

4.1.1. Система сил при резании

Рассмотрим процесс врезания режущего лезвия в обрабатываемый материал в условиях прямоугольного свободного резания, когда плоскость стружкообразования P_c совпадает с главной секущей плоскостью P_τ . Плоскостью стружкообразования (ее иногда называют плоскостью деформации) P_c называют плоскость, проведенную в рассматриваемой точке режущей кромки инструмента через векторы скорости резания \vec{V} (вход в зону деформации) и схода стружки \vec{W} (выход из зоны деформации). На передней поверхности в каждой точке ее контакта со стружкой действуют элементарные нормальные напряжения σ_N и касательные к ней удельные силы трения q_{F1} (см. рис. 3.59). Их можно свести к одной равнодействующей R_1 , являющейся суммой силы N_1 – нормальной к передней поверхности, и силы трения F_1 , которые называют **физическими составляющими силы резания на передней поверхности** (рис. 4.1).

Сила R_1 наклонена под углом действия ω относительно вектора скорости резания V и уравнивается сопротивлением обрабатываемого материала движению резания. Оно выражается силой R'_1 , являющейся геометрической суммой напряжений, возникающих в зоне стружкообразования (плоскости сдвига). Сила R'_1 состоит из двух составляющих – силы сдвига R_τ , действующей в плоскости сдвига AB, и нормальной к ней силы сжатия R_n . С использованием формулы (3.9) зависимость для силы стружкообразования R_1 может быть представлена в виде:

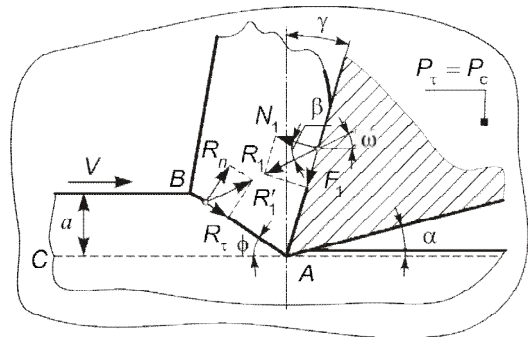


Рисунок 4.1 – Силы резания, возникающие на передней поверхности и в плоскости сдвига

$$R_1 = \frac{\tau_\phi ab}{\cos(\phi + \beta_{\text{тр}} - \gamma) \sin \phi}, \quad (4.1)$$

т.е. она зависит от прочностных характеристик обрабатываемого материала (τ_ϕ – предел прочности на сдвиг в плоскости AB), сечения срезаемого слоя ($a \times b$), а также от переднего угла γ , угла трения $\beta_{тр}$ и угла сдвига ϕ .

Необходимо отметить, что важнейшее отличие процесса резания от всех других методов обработки материалов давлением (ОМД) состоит в том, что при ОМД деформация является результатом приложения силы, а при резании – наоборот, сила определяется деформацией срезаемого слоя. Это явление связано с тем, что при резании срезаемый слой имеет свободные поверхности, деформация которых определяется условиями (режимами) резания и геометрией инструмента. Поэтому изменение условий резания приводит к изменению величины силы.

Предварительная упругая и пластическая деформации сжатия под действием силы стружкообразования R_1 распространяется на область, лежащую частично ниже линии среза AC (см. рис. 4.1). При прохождении режущего лезвия деформированный приповерхностный слой начинает упруго восстанавливаться, воздействуя на заднюю поверхность лезвия (рис. 4.2). Силы на этой поверхности возникают даже при резании остро заточенным инструментом (см. п. 3.12). При наличии же значительного радиуса округления кромки ρ они увеличиваются, т.к. часть слоя, подлежащего снятию, не срезается, а вдавливается.

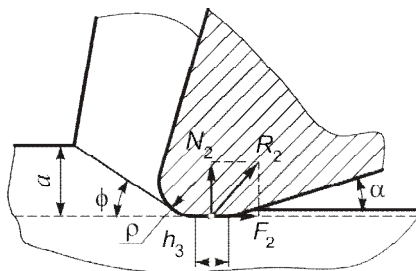


Рисунок 4.2 – Силы резания, возникающие на задней поверхности инструмента

Таким образом, в результате упругопластического контактирования поверхности резания и задней поверхности на последней возникает нормальная сила N_2 и сила трения F_2 . Эти силы называются **физическими составляющими на задней поверхности**. Как указывалось в п. 3.12, они возрастают при увеличении напряжения сдвига τ_ϕ , ширины срезаемого слоя b и фаски износа на задней поверхности лезвия h_3 . Зависимость сил N_2 и F_2 от толщины срезаемого слоя a незначительна [5]. Сила R_2 является суммарной силой, действующей на заднюю поверхность лезвия.

Рассмотрим систему сил, возникающих при свободном прямоугольном резании инструментом, у которого угол в плане $\phi \neq 90^\circ$ и передний угол $\gamma \neq 0^\circ$ (рис. 4.3). В сечении главной секущей плоскостью P_τ , совпадающей с направлением схода стружки \vec{W} , получим картину нагружения режущего лезвия, аналогичную рис. 4.1 и рис. 4.2. Из-за малости длин контактных площадок по сравнению с размерами инструмента приложим все составляющие в вершине лезвия. Геометрическую сумму сил \vec{R}_1 , действующей на передней поверхности, и \vec{R}_2 – на задней, называют силой резания \vec{R} , т.е.

$$\vec{R} = \vec{R}_1 + \vec{R}_2 = \vec{N}_1 + \vec{N}_2 + \vec{F}_1 + \vec{F}_2.$$

В общем случае величина силы \vec{R} и ее положение в пространстве определяется величиной и соотношением нормальных сил и сил трения, зависящих от геометрических параметров инструмента и условий резания, т.е. ее положение заранее неизвестно. Из-за этого

Эти координатные оси назначаются следующим образом: ось z , определяющая направление наибольшей (главной или касательной) составляющей силы P_z , совпадает с вектором скорости главного движения \bar{V} ; ось x совпадает с направлением вектора скорости подачи \bar{V}_S и определяет направление силы сопротивления подаче P_x , направление силы P_y перпендикулярно рабочей плоскости P_s или обработанной поверхности. Тогда при изменении геометрических параметров инструмента и режима резания изменяются только величины сил P_z , P_y и P_x , а их положение в пространстве будет оставаться неизменным и определяться направлениями скоростей резания и подачи. Зная величины составляющих P_z , P_y и P_x , легко определить величину самой силы резания:

160

Для случая, представленного на рис. 4.3, силу резания \bar{R} в главной секущей плоскости можно разложить на две составляющие: P_z в направлении скорости главного движения резания V и ей перпендикулярную P_{xy} – в направлении нормали к плоскости резания (см. рис. 4.3 б). Сила P_{xy} , в свою очередь, раскладывается по направлениям осей x и y (см. рис. 4.3 а). Таким образом, технологические составляющие силы резания определяются через физические составляющие на передней и задней поверхностях (см. рис.4.3 в) как:

$$\begin{aligned} P_z &= F_2 + N_1 \cos \gamma + F_1 \sin \gamma ; \\ P_y &= P_{xy} \cos \varphi = (N_2 + F_1 \cos \gamma - N_1 \sin \gamma) \cos \varphi ; \\ P_x &= P_{xy} \sin \varphi = (N_2 + F_1 \cos \gamma - N_1 \sin \gamma) \sin \varphi . \end{aligned} \quad (4.3)$$

Для всех рассмотренных выше случаев направление вектора скорости схода стружки \bar{W} всегда перпендикулярно режущей кромке, а действительный передний угол соответствует переднему углу, измеренному в главной секущей плоскости P_{tc} . При свободном прямоугольном резании плоскость стружкообразования P_c совпадает с главной секущей плоскостью P_{tc} и определяет направление равнодействующей P_{xy} .

При несвободном (рис. 4.4) и косоугольном (рис. 4.5) резании вектор скорости схода стружки \bar{W} отклоняется от главной секущей плоскости P_{tc} на углы ψ_1 и ψ_2 соответственно, что приводит к изменению положения плоскости стружкообразования, и, как следствие этого, изменяется величина действительного переднего угла $\gamma_{стр}$.

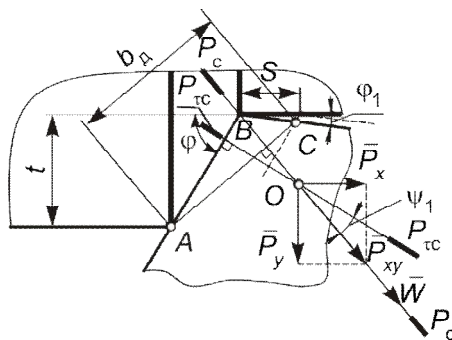


Рисунок 4.4 – Влияние условий прямоугольного несвободного резания на направление силы P_{xy}

Так как сила трения на передней поверхности направлена против движения стружки, сила P_{xy} совпадает с направлением вектора скорости схода стружки \bar{W} . Поэтому влияние условий несвободного и косоугольного резания, прежде всего, отражается на силах P_x и P_y (через изменение на-

правления вектора схода стружки \bar{W} и составляющей силы резания P_{xy} , которая действует в основной плоскости P_{tc} (см. рис. 4.4). Сила P_z изменяется незначительно (за счет изменения действительного переднего угла и степени деформации).

Для несвободного резания (см. рис. 3.40 и 4.4) пластические сдвиговые деформации происходят как на главной (AB), так и на вспомогательной (BC) режущих кромках (см. п. 3.6). Угол схода стружки ψ_1 относительно главной секущей плоскости P_{tc} определяется равновесием сил, действующих на стружку со стороны главной и вспомогательной режущих кромок. Величины этих сил определяются соотношением рабочих длин режущих

кромки и углом между ними (3.21). Вследствие этого стружка как единое целое тело перемещается в направлении плоскости стружкообразования P_c , не совпадающим с главной секущей плоскостью P_{tc} , т.е. отклоняется на угол ψ_1 , который и определяет направление действия силы P_{xy} . Ширина срезаемого слоя и стружки практически совпадает с линией, соединяющей начало и конец сечения срезаемого слоя AC , длину которой можно принять за действительную ширину срезаемого слоя при несвободном прямоугольном резании b_d .

Если главная режущая кромка не перпендикулярна вектору скорости \bar{V} , т.е. реализуется косоугольное резание (см. рис. 4.5, 1.26, 3.36), то появляется дополнительная составляющая силы трения F_{1T} , направленная параллельно режущей кромке, которая поворачивает вектор скорости схода стружки \bar{W} на угол ψ_2 (см. п. 3.6). Как указывает В.Ф. Бобров [1], в большинстве случаев влиянием скорости резания на ψ_2 можно пренебречь и принять, что

$$\psi_2 \cong -\lambda. \quad (4.4)$$

(ψ_2 имеет знак +, если стружка отклоняется от главной секущей плоскости P_{tc} в сторону *от вершины инструмента*). Таким образом, плос-

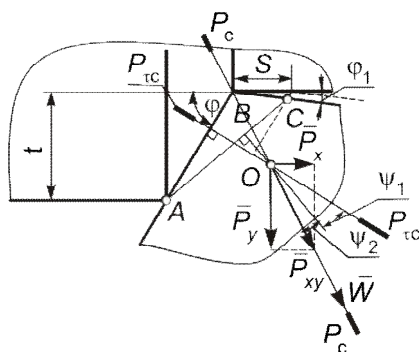


Рисунок 4.6 – Влияние условий косоугольного ($\lambda \neq 0$) несвободного резания на направление вектора скорости схода стружки \bar{W} и направление силы P_{xy}

Сила трения F_2 всегда лежит в плоскости резания и направлена по скорости резания, а нор-

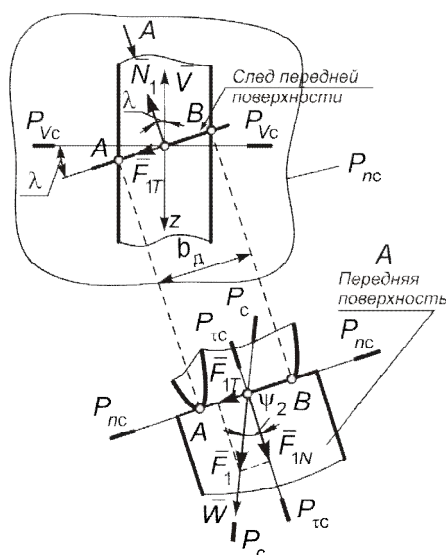


Рисунок 4.5 – Схема схода стружки для случая свободного косоугольного резания $\lambda \neq 0$

кость стружкообразования P_c также отклоняется на угол ψ_2 , который и определяет направление действия силы P_{xy} .

В условиях несвободного косоугольного резания (рис. 4.6) положение плоскости стружкообразования и направление силы P_{xy} определяется углом ψ , равным алгебраической сумме углов ψ_1 и ψ_2 [18]:

$$\psi = \psi_1 + \psi_2. \quad (4.5)$$

Для всех случаев резания силы, действующие со стороны задней поверхности, непосредственно не участвуют в стружкообразовании и остаются неизменными по направлению их действия.

мальная сила N_2 проецируются без искажений на основную плоскость для каждого участка режущей кромки.

Для определения технологических составляющих P_z , P_y и P_x силы резания \bar{R} используют три группы методов:

- 1) определение сил с помощью теоретических расчетов;
- 2) экспериментальные измерения динамометрами;
- 3) определение сил с помощью эмпирических зависимостей (по справочникам).

4.1.2. Теоретические методы расчета сил резания

Аналитическое определение сил резания является в настоящее время одной из наиболее сложных задач теории резания. Благодаря стремительному развитию вычислительной техники и информационных технологий создание алгоритмов для аналитического расчета сил резания не только является актуальной задачей, но и создает возможность реализации расчетных алгоритмов, не нашедших практического применения в силу сложности входящих в них математических зависимостей.

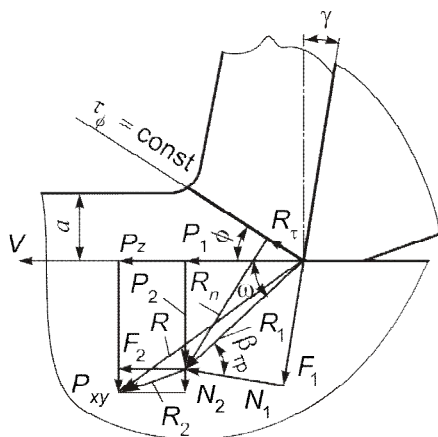


Рисунок 4.7 – Схема сил на режущемлезвии и в плоскости сдвига для аналитического определения технологических составляющих P_z и P_{xy}

при резании с большими толщинами срезаемого слоя в расчетах не учитываются по причине своей малой величины, а при резании с малыми толщинами срезаемого слоя определяются как произведение удельного нормального давления на задней поверхности на соответствующую проекцию площади контакта задней поверхности инструмента с поверхностью резания.

Коэффициенты трения на передней и задней поверхностях принимаются постоянными для заданных условий обработки.

Величину τ_ϕ предлагается определять из механических испытаний обрабатываемого материала на растяжение, сжатие или кручение путем экстраполяции на $\epsilon = 2,5$ экспериментальной зависимости между касательным напряжением τ_ϕ и истинным сдвигом ϵ :

Существует несколько различных подходов к аналитическому расчету сил резания, базирующихся на определенных допущениях [2].

Базовый алгоритм аналитического расчета сил резания был разработан Н.Н. Зоревым [3, 4]. Он предложил определять составляющие силы резания P_1 и P_2 как проекции силы стружкообразования R_1 на соответствующие оси z и xy (рис. 4.7) (P_1 , P_2 – расположены в плоскости вектора скорости схода стружки.)

При этом были приняты следующие допущения. Схема деформации рассматривается как схема с единственной плоскостью сдвига, вдоль которой действуют касательные напряжения τ_ϕ , равные сопротивлению пластическому сдвигу материала стружки и определяющие величину силы стружкообразования R_1 . Силы на задней поверхности N_2 и F_2

$$\tau_{\phi} = A \varepsilon^m = A 2,5^m. \quad (4.6)$$

А.М. Розенберг [6], исходя из положения о постоянстве удельной силы трения между стружкой и передней поверхностью инструмента q_{F1} , предложил рассчитывать силы, используя такую характеристику обрабатываемого материала, как величина действительного сопротивления разрыву S_k (иногда обозначается S_b), которая определяется из [6, 11].

Установлено [12], что зависимость касательных напряжений на передней поверхности инструмента q_{F1} от S_k достаточно точно выражается уравнением:

$$q_{F1} = 0,28 S_k. \quad (4.7)$$

Коэффициент трения по передней и задней поверхностям предлагается определять по эмпирической формуле [11]:

$$\mu_1 = \frac{22500}{(90 - \gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90 - \gamma)^{1,27}}. \quad (4.8)$$

Очевидным преимуществом предложенной методики является то, что силы резания можно определять, не используя параметры кривой течения обрабатываемого материала (это очень важно при обработке материалов, разрушающихся без заметной пластической деформации и не имеющих в связи с этим кривой течения, например, сталей, закаленных до твердости $HRC \geq 55$). Однако в рассмотренном подходе не учитывается влияние температурно-скоростного фактора на силы резания, а также требуется определять усадку стружки экспериментальным путем.

В алгоритме расчета сил резания, предложенном Ю.А. Розенбергом [7, 18], также принята схема с единственной плоскостью сдвига (см. рис. 4.7). Режущая кромка инструмента рассматривается как совокупность элементарных участков шириной Δb , на каждый из которых действует сила резания ΔP , которую можно разложить на две составляющие: первая совпадает по направлению с вектором скорости резания (ΔP_z), а вторая расположена в плоскости, перпендикулярной вектору скорости резания (ΔP_{xy}). Каждая из этих составляющих, в свою очередь, состоит из сил, действующих на передней (ΔP_1 и ΔP_2) и задней (ΔF_2 и ΔN_2) поверхностях инструмента. Соответствующие полные составляющие силы резания получают путем суммирования проекций этих сил на заданные направления.

В отличие от рассмотренного ранее, данный способ основан на теоретическом определении усадки стружки, а также на положении о том, что касательные напряжения на передней поверхности инструмента не являются постоянными и зависят от **средней температуры резания** (которая, в свою очередь, определяется величиной скорости резания V и толщиной срезаемого слоя a). Касательные напряжения в плоскости сдвига τ_{ϕ} принимаются постоянными и зависящими от свойств обрабатываемого материала.

Рассмотрим методику определения сил резания на примере продольного точения. Алгоритм расчета составляющих сил резания следующий.

Этап 1. Ввод исходных данных. Данными (с единицами измерения), необходимыми для данного расчета, являются:

- элементы режимы резания (глубина резания t , м; подача S , м/об; скорость резания V , м/с);

- геометрические параметры лезвия инструмента (передний угол γ , град.; главный угол в плане ϕ , град.; вспомогательный угол в плане ϕ_1 , град.; угол наклона главной режущей кромки λ , град.; радиус округления режущей кромки ρ , м; радиус при вершине r , м; а также длина и угол в плане переходной режущей кромки (если таковая имеется) – l_n , м; ϕ_n , град.).

Эман 2. Определение положения плоскости стружкообразования (см. рис. 4.6 и формулу (4.5)).

$$\psi_1 = \arctg \frac{\sin(\phi_{cp} + \phi_{1cp})}{\frac{t}{l_b} \sin \phi_{cp} + \cos(\phi_{cp} + \phi_{1cp})}; \quad (4.9)$$

$$\psi_2 \cong -\lambda \quad \text{или} \quad \psi_2 = -\arctg[(\sin \lambda)(1 - \tg \gamma)], \quad (4.10)$$

где ϕ_{cp} и ϕ_{1cp} – средние главный и вспомогательный углы в плане, град.; γ – передний угол инструмента в главной секущей плоскости, град.; l_b – длина активной части вспомогательной режущей кромки, м.

$$\psi = \psi_1 + \psi_2.$$

Эман 3. Расчет величины действительного переднего угла в плоскости стружкообразования:

$$\gamma_{стр} = \arctg \left[\tg \gamma \frac{\cos \psi}{\cos \lambda} - \tg \lambda \sin \psi \right]. \quad (4.11)$$

Эман 4. Определение касательных напряжений в условной плоскости сдвига τ_ϕ .

$$\tau_\phi = 0,7 S_K, \quad (4.12)$$

$$\text{где} \quad S_K = R_m (1 + A), \quad (4.13)$$

где R_m – предел прочности обрабатываемого материала, Па; A – относительное удлинение.

Эман 5. Определение усадки стружки K_L , средних касательных напряжений на передней поверхности инструмента \bar{q}_{F1} , относительного сдвига – ε [8].

Метод теоретического определения усадки стружки базируется на уравнении мощности процесса резания для расчетной схемы стружкообразования с единственной плоскостью сдвига, из которого выводится величина характеристического параметра K_1 [9]:

$$K_1 = \varepsilon + \frac{\bar{q}_{F1}}{\tau_\phi} \frac{l_1}{a K_L}. \quad (4.14)$$

При анализе выражения (4.14) Л.М. Седоковым установлено, что для большинства условий резания второе слагаемое дает величину, близкую к единице. Тогда

$$K_1 = \varepsilon + 1. \quad (4.15)$$

Обозначим

$$K = \frac{\bar{q}_{F1}}{\tau_\phi} \frac{l_1}{aK_L} = 1, \quad (4.16)$$

где \bar{q}_{F1} – среднее касательное напряжение на передней поверхности инструмента:

$$\bar{q}_{F1} = [0,4 - 0,125 \cdot 10^{-3} (\theta_{\text{ср}} - 600)] S_k; \quad (4.17)$$

$\theta_{\text{ср}}$ – средняя температура в зоне контакта стружки с передней поверхностью инструмента, °C:

$$\theta_{\text{ср}} = D + Q(1 - D/2000) / (1,33 + Q/2000); \quad (4.18)$$

$$D = \frac{\tau_\phi \varepsilon}{C_v}; \quad Q = S_b \sqrt{\frac{0,6V_1}{K_L k C_v}};$$

C_v – удельная объемная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(м³·°C); k – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала (иногда в литературе обозначается как λ), Дж/(м·с·°C); ε – относительный сдвиг (см. формулу (4.13)):

$$\varepsilon = \frac{K_L^2 - 2K_L \sin \gamma_{\text{стр}} + 1}{K_L \cos \gamma_{\text{стр}}}; \quad (4.19)$$

l_1 – длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента:

$$l_1 = aK_L^{0,1} \left(K_L (1 - \operatorname{tg} \gamma_{\text{стр}}) + \frac{2}{\cos \gamma_{\text{стр}}} \right). \quad (4.20)$$

Уравнения (4.16)–(4.20) решают совместно численным итерационным методом, причем значение усадки стружки подбирают таким, чтобы значение K в выражении (4.16) отличалось от 1 не более чем на 0,003. Значение K_L , удовлетворяющее данным условиям, принимается как усадка стружки для данных условий обработки. Предложенный алгоритм определения усадки стружки показан на рис. 4.8.

Затем полученное значение K_L уточняют, учитывая свойства обрабатываемого материала, и получают действительное значение коэффициента усадки стружки:

$$K_{Lд} = 750 \cdot 10^6 K_L / S_k. \quad (4.21)$$

Этап 6. Расчет удельных сил на передней и задней поверхностях инструмента.

Расчет удельных сил на передней поверхности инструмента основан на положении о равенстве удельных работ при резании и сжатии при условии равенства степеней пластической деформации. Данный подход был предложен А.М. Розенбергом и А.Н. Ереминым [10]. Удельная работа пластической деформации при резании выражается формулой:

$$A_{W\phi} = \tau_{\phi} \varepsilon. \quad (4.22)$$

Удельную работу пластической деформации при резании можно найти как разность между удельной работой, совершаемой силой P_1 , и удельной работой силы трения на передней поверхности инструмента

$$A_{W\phi} = A_{WP_1} - A_{WF_1} = \frac{P_1 V}{abV} - A_{WF_1}. \quad (4.23)$$

В соответствии с картиной скоростей (см. рис. 4.31) вектор скорости трения стружки параллелен передней поверхности, а скорость

$$V_{F_1} = V \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \gamma_{\text{стр}})} = \frac{V}{K_L}, \quad (4.24)$$

при этом сила трения

$$F_1 = P_1 \frac{\sin \beta_{\text{тр}}}{\cos \omega}. \quad (4.25)$$

Тогда

$$A_{W\phi} = \frac{P_1}{ab} \left(1 - \frac{\sin \beta_{\text{тр}}}{K_L \cos \omega} \right). \quad (4.26)$$

Приравнявая (4.22) и (4.26), имеем:

$$\frac{P_1}{ab} \left(1 - \frac{\sin \beta_{\text{тр}}}{K_L \cos \omega} \right) = \tau_{\phi} \varepsilon.$$

Откуда

$$P_1 = \tau_{\phi} ab \varepsilon \left/ \left(1 - \frac{\sin \beta_{\text{тр}}}{K_L \cos \omega} \right) \right. . \quad (4.27)$$

Как показано в [7], выражение $\varepsilon \left/ \left(1 - \frac{\sin \beta_{\text{тр}}}{K_L \cos \omega} \right) \right.$ равно K_1 в формуле (5.15). Тогда:

$$P_1 = \tau_{\phi} ab (\varepsilon + 1), \quad (4.28)$$

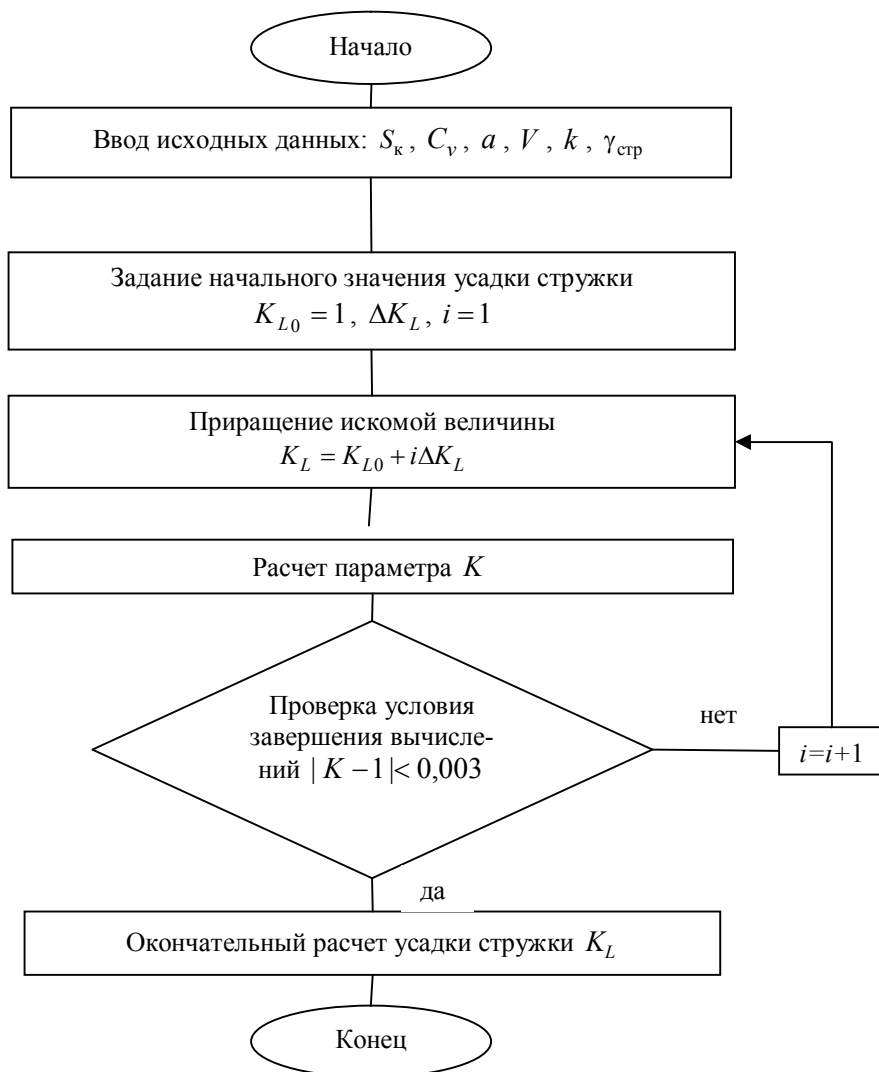


Рисунок 4.8 – Упрощенная схема алгоритма вычисления усадки стружки для метода расчета составляющих силы резания, предложенного Ю.А. Розенбергом [7, 8]

Для определения силы P_2 можно использовать ее связь с силой P_1 (см. рис. 4.7):

$$P_2 = P_1 \operatorname{tg} \omega = \tau_\phi a b (\varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega. \quad (4.29)$$

На основании зависимостей (4.28), (4.29) удельную (на единицу площади срезаемого слоя) касательную ($C_{\text{тп}}$) и нормальную к ней ($U_{\text{тп}}$) силы на передней поверхности можно определить таким образом:

$$C_{\text{тп}} = \tau_\phi (\varepsilon + 1) \text{ или, как показано в [10] } C_{\text{тп}} = 2,7 \bar{q}_{F1} \varepsilon; \quad (4.30)$$

$$U_{\text{пп}} = C_{\text{пп}} \operatorname{tg} \omega. \quad (4.31)$$

Для определения удельных сил (*действующих на единицу длины режущей кромки*) на задней поверхности в [7, 8] предлагается использовать так называемые условные силы, которые включают в себя силы, действующие на округление режущей кромки, и силы, действующие непосредственно на площадку износа:

$$F_2 = (1,5\tau_{\phi}\varepsilon\rho k_{\rho} + \mu_1 R_{eH} h_3) \sum l_2; \quad (4.32)$$

$$N_2 = [1,5\tau_{\phi}\rho(3,17\varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega k_{\rho} + R_{eH} h_3] \sum l_2, \quad (4.33)$$

где $\sum l_2$ – суммарная активная длина задней поверхности вдоль главной и вспомогательной режущих кромок.

Тогда удельную касательную ($C_{\text{зп}}$), Н/м, и нормальную к ней ($U_{\text{зп}}$), Н/м, силы на задней поверхности инструмента можно определить:

$$C_{\text{зп}} = 1,5\tau_{\phi}\varepsilon\rho k_{\rho} + \mu_1 R_{eH} h_3 = C_{\rho} k_{\rho} + C_h; \quad (4.34)$$

$$U_{\text{зп}} = 1,5\tau_{\phi}\rho(3,17\varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega k_{\rho} + R_{eH} h_3 = U_{\rho} k_{\rho} + U_h, \quad (4.35)$$

где C_{ρ} , U_{ρ} – аналогичные по направлениям удельные силы, действующие на округление режущего лезвия радиусом ρ со стороны передней поверхности инструмента, Н/м; C_h , U_h – аналогичные по направлениям удельные силы, действующие на площадку износа по задней поверхности, Н/м; μ_1 – коэффициент трения скольжения между инструментом и заготовкой; R_{eH} – предел текучести обрабатываемого материала, Па; h_3 – ширина фаски износа по задней поверхности инструмента, м; k_{ρ} – коэффициент, учитывающий влияние малой толщины срезаемого слоя:

$$\text{при } a \leq 1,74\rho, \quad k_{\rho} = \sqrt{\frac{a}{1,74\rho}} \quad \text{и при } a \geq 1,74\rho, \quad k_{\rho} = 1.$$

Угол действия определяется следующим образом:

$$\omega = 45^{\circ} - \phi + \Delta,$$

$$\text{где } \phi = \operatorname{arctg} \left(\frac{\cos \gamma_{\text{стр}}}{K_L - \sin \gamma_{\text{стр}}} \right) - \text{угол сдвига; } \Delta = \operatorname{arctg} \left(\frac{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{\text{стр}})}{\operatorname{tg}(\phi - \gamma_{\text{стр}}) + 2} \right).$$

Этап 7. Определение технологических составляющих силы резания.

Как отмечалось выше, величины элементарных технологических составляющих силы резания могут быть получены проецированием на соответствующие направления составляющих элементарной силы резания (на участке Δb), одна из которых совпадает по направлению с вектором скорости резания (ΔP_z), а другая расположена в плоскости, перпендикулярной этому вектору (ΔP_{xy}). Для условий свободного прямоугольного резания:

$$\Delta P_z = \Delta P_1 + \Delta F_2 = \tau_\phi a \Delta b (\varepsilon + 1) + \Delta b C_\rho k_\rho + \Delta b \mu_1 R_{eH} h_3 ; \quad (4.36)$$

$$\Delta P_{xy} = \Delta P_2 + \Delta N_2 = \tau_\phi a \Delta b (\varepsilon + 1) \operatorname{tg} \omega + \Delta b U_\rho k_\rho + \Delta b R_{eH} h_3 , \quad (4.37)$$

где $a \Delta b = \Delta f_{\text{ср}}$ – элементарная площадь срезаемого слоя, м^2 .

Для случая несвободного косоугольного резания в расчете необходимо использовать проекции участков режущей кромки (l_{P_z} и $l_{P_{xy}}$) на плоскости, перпендикулярные направлениям определяемых сил. С учетом формул (4.32), (4.33), (4.36), (4.37) имеем:

$$\Delta P_z = C_{\text{пп}} a \Delta b + C_{\text{зп}} \Delta b = C_{\text{пп}} \Delta f_{\text{ср}} + C_{\text{зп}} l_{P_z} ; \quad (4.38)$$

$$\Delta P_{xy} = U_{\text{пп}} a \Delta b + U_{\text{зп}} \Delta b = U_{\text{пп}} \Delta f_{\text{ср}} + U_{\text{зп}} l_{P_{xy}} ; \quad (4.39)$$

$$\Delta P_x = \Delta P_{xy} \sin \varphi_{\text{пр}} ; \quad (4.40)$$

$$\Delta P_y = \Delta P_{xy} \cos \varphi_{\text{пр}} , \quad (4.41)$$

где $\varphi_{\text{пр}} = \varphi_{\text{ср}} - \psi_1 - \psi_2$ – приведенный главный угол в плане (с учетом несвободного и косоугольного резания).

Окончательно:

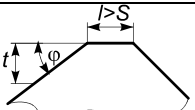
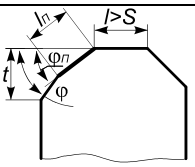
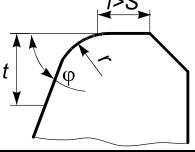
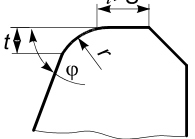
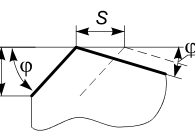
$$P_z = C_{\text{пп}} St + C_{\text{зп}} \sum l_{xy} ; \quad (4.42)$$

$$P_x = U_{\text{пп}} St \sin \varphi_{\text{пр}} + U_{\text{зп}} t ; \quad (4.43)$$

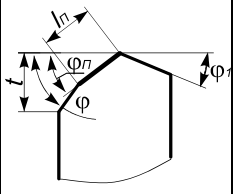
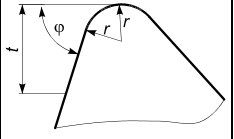
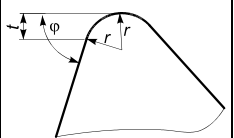
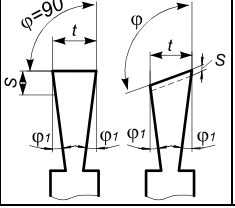
$$P_y = U_{\text{пп}} St \cos \varphi_{\text{пр}} + U_{\text{зп}} \sum l_{xz} , \quad (4.44)$$

где $\sum l_{xy}$ и $\sum l_{xz}$ – проекции длин активных участков режущей кромки на координатные плоскости, перпендикулярные соответствующим технологическим составляющим сил резания. Величина $\sum l_{zy}$ (при определении силы P_x) принимается равной глубине резания t . Для других наиболее типичных случаев токарной обработки эти данные приведены в табл. 4.1.

Таблица 4.1 – Зависимости для определения проекций длин режущих кромок и углов в плане для наиболее характерных случаев токарной обработки

Схема резания	$\sum l_{xy}$	$\sum l_{zx}$	φ_{cp}	φ_{1cp}	$l_{доп}$
	$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + S$	$\sum l_{zx} = t \operatorname{ctg} \varphi + S$	$\varphi_{cp} = \varphi$	$\varphi_{1cp} = 0$	$l_{доп} = S$
	$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + l_n \left(1 - \frac{\sin \varphi_n}{\sin \varphi} + S \right)$	$\sum l_{zx} = (t - l_n \sin \varphi_n) \times \operatorname{ctg} \varphi + l_n \cos \varphi_n + S$	$\varphi_{cp} = \frac{\varphi \frac{t - l_n \sin \varphi}{\sin \varphi} + l_n \varphi_n}{\frac{t - l_n \sin \varphi}{\sin \varphi} + l_n}$	$\varphi_{1cp} = 0$	$l_{доп} = S$
	$\sum l_{xy} = \frac{t - r(1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} + r\varphi + S$	$\sum l_{zx} = t \operatorname{ctg} \varphi + r \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} + S$	$\varphi_{cp} = \varphi \frac{1}{1 + \frac{r}{t}(1 - \cos \varphi)}$	$\varphi_{1cp} = 0$	$l_{доп} = S$
	$\sum l_{xy} = r \arccos \left(1 - \frac{t}{r} \right) + S$	$\sum l_{zx} = \sqrt{2tr - t^2} + S$	$\varphi_{cp} = \frac{1}{2} \arccos \left(1 - \frac{t}{r} \right)$	$\varphi_{1cp} = 0$	$l_{доп} = S$
	$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + S \frac{\sin \varphi}{\sin(\varphi + \varphi_1)}$	$\sum l_{zx} = t \operatorname{ctg} \varphi + \frac{S}{1 + \operatorname{tg} \varphi_1 \operatorname{ctg} \varphi}$	$\varphi_{cp} = \varphi$	$\varphi_{1cp} = \varphi_1$	$l_{доп} = S \frac{\sin \varphi}{\sin(\varphi + \varphi_1)}$

Продолжение табл. 4.1

6		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + l_n \left(1 - \frac{\sin \varphi_n}{\sin \varphi} \right) + S \frac{\sin \varphi_n}{\sin(\varphi_n + \varphi_1)}$	$\sum l_{zx} = (t - l_n \sin \varphi_n) \times \operatorname{ctg} \varphi + l_n \cos \varphi_n + \frac{S}{1 + \operatorname{tg} \varphi_1 \operatorname{ctg} \varphi_n}$	$\varphi_{cp} = \frac{\varphi \frac{t - l_n \sin \varphi}{\sin \varphi} + l_n \varphi_n}{\frac{t - l_n \sin \varphi}{\sin \varphi} + l_n}$	$\varphi_{1cp} = \varphi_1$	$l_{доп} = S \frac{\sin \varphi_n}{\sin(\varphi_n + \varphi_1)}$
7		$\sum l_{xy} = \frac{t - r(1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} + r\varphi + \frac{S}{2}$	$\sum l_{zx} = t \operatorname{ctg} \varphi + r \operatorname{tg} \frac{\varphi}{2} + \frac{S}{2}$	$\varphi_{cp} = \varphi \frac{1}{1 + \frac{r}{t}(1 - \cos \varphi)}$	$\varphi_{1cp} \approx 0$	$l_{доп} = r \sqrt{2 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{S^2}{4r^2}} \right)}$ $l_{доп} \approx \frac{S}{2}$
8		$\sum l_{xy} = r \arccos \left(1 - \frac{t}{r} \right) + \frac{S}{2}$	$\sum l_{zx} = \sqrt{2tr - t^2} + \frac{S}{2}$	$\varphi_{cp} = \frac{1}{2} \arccos \left(1 - \frac{t}{r} \right)$	$\varphi_{1cp} \approx 0$	$l_{доп} = r \sqrt{2 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{S^2}{4r^2}} \right)}$ $l_{доп} \approx \frac{S}{2}$
9		$\sum l_{xy} = \frac{t}{\sin \varphi} + \frac{2S}{\cos \varphi_1}$	$\sum l_{zx} = \frac{t}{\sin \varphi}$	$\varphi_{cp} = \varphi$	$\varphi_{1cp} = \varphi_1$	$l_{доп} = 0$

Современные научные алгоритмы [14] позволяют путем сложных итерационных расчетов определять коэффициент усадки, коэффициенты трения, длину контакта по передней и задней поверхностям, контактные температуры в каждой точке этих поверхностей и вдоль режущей кромки и связанные с ними нормальные и касательные контактные напряжения. В результате получается картина, более приближенная к действительности, чем схемы с постоянными касательными напряжениями на передней поверхности.

Однако значительная сложность алгоритма и принимаемые допущения являются и некоторым ограничением в широком распространении разработанных методик в инженерной практике. Как показано в работах [15, 16], вид эпюры распределения нормальных напряжений на передней поверхности инструмента сильно зависит от условий резания (в основном – от переднего угла) и может принимать как форму прямой, так и форму выгнутой или вогнутой кривой (рис. 4.9).

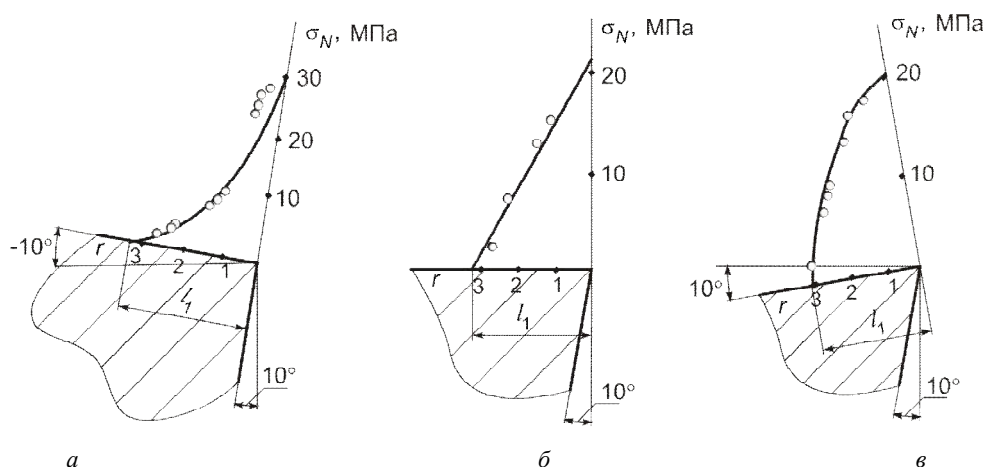


Рисунок 4.9 – Влияние переднего угла на распределение нормальных контактных напряжений на передней поверхности инструмента [15]:
резание свинца резцами из оптически активных материалов:

$$a = 0,75 \cdot 10^{-3} \text{ м}, V = 0,423 \cdot 10^{-3} \text{ м/с}, \alpha = 10^\circ;$$

$$a - \gamma = -10^\circ, б - \gamma = 0^\circ, в - \gamma = 10^\circ$$

Аналогичная ситуация возникает и при определении касательных напряжений. На рис. 5.10 показаны эпюры касательных напряжений на передней поверхности инструмента, установленные Н.Н. Зоревым [4] (рис. 4.10 а), Н.В. Талантовым [17] (рис. 4.10 б) и В.С. Кушнером [13] (рис. 4.10 в). И если, рассматривая участок упруго-пластического контакта стружки с передней поверхностью инструмента ($l_1 - l_0$), можно отметить сходство эпюр, то на участке пластического контакта (l_0) они имеют существенные отличия.

Таким образом, при получении более достоверной экспериментальной информации о законах распределения нормальных и касательных напряжений, а также коэффициентов трения на контактных поверхностях появится возможность совершенствования предложенных научных методик, а прогресс современной вычислительной техники позволит их довести до уровня инженерного использования.

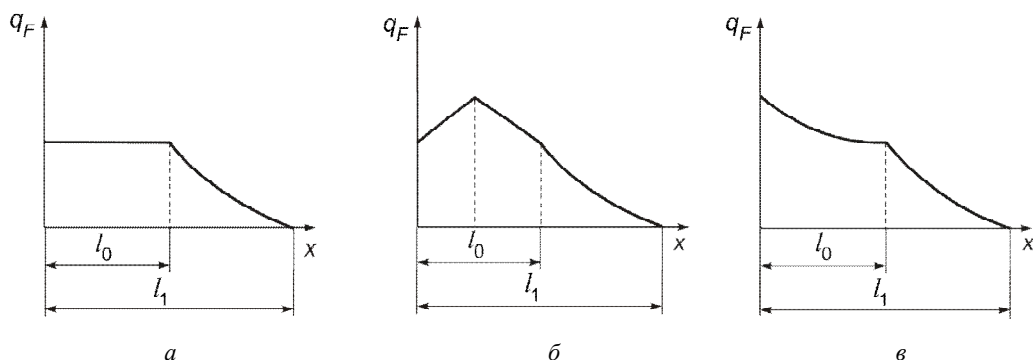


Рисунок 4.10 – Эпюры касательных контактных напряжений на передней поверхности инструмента: по данным Н.Н. Зорева [4] (а), Н.В. Талантова [17] (б) и В.С. Кушнера [13] (в)

В последние десятилетия бурно развивается направление моделирования силового взаимодействия в процессе резания методом конечных элементов (МКЭ) (см. рис. 3.46, 3.47). Одним из главных преимуществ такого подхода является возможность построения полей деформаций, скоростей деформаций, температур и других показателей в любом сечении зоны резания, прибегая при этом к минимальным допущениям, чего невозможно добиться ни экспериментальным, ни аналитическим методами. Хотя многими авторами были получены результаты, достаточно близкие к реальным, получению более точных результатов препятствуют два обстоятельства [32].

1. При моделировании процесса резания методом КЭ в качестве характеристики механических свойств обрабатываемого материала используют уравнение состояния, связывающее интенсивность напряжений с параметром упрочнения, интенсивностью скорости деформаций и температурой:

$$\sigma_s = \sigma'_s(q, \dot{\varepsilon}^p, T), \quad (4.45)$$

где σ_s – фактический предел текучести при заданных условиях; $\dot{\varepsilon}^p$ – интенсивность скоростей пластических деформаций, T – абсолютная температура, q – параметр упрочнения.

Как уже указывалось, при реализации процесса резания имеют место пластические деформации большой величины. При этом в зоне стружкообразования деформирование происходит одновременно с малыми скоростями и температурами (поверхностный слой), с большими скоростями и средними температурами (зона первичных деформаций), со средними скоростями и большими температурами (зона вторичных деформаций).

Указанные особенности процесса резания выдвигают специфические требования к расчетной характеристике механических свойств обрабатываемого материала – уравнению состояния. Оно как комплексная термомеханическая характеристика обрабатываемого материала должно достоверно отражать взаимосвязь четырех фундаментальных параметров процесса пластической деформации в широком диапазоне их изменений:

$$\varepsilon \in [0; 4], \quad \bar{\varepsilon} \in [10^{-4}; \bar{\varepsilon}_{\max}]c^{-1}, \quad T \in [T_0; T_{\text{пл}}],$$

где T_0 – комнатная температура, $T_{\text{пл}}$ – температура плавления.

Способы экспериментального определения достоверных уравнений состояния в заданных диапазонах только развиваются.

2. Вторым допущением при моделировании процесса резания есть задание закона изменения коэффициента трения на передней и задней поверхностях инструмента. Учитывая сложный характер контактного взаимодействия на этих поверхностях (см. п. 3.10, 3.12, 3.13), данная задача является не менее сложной и ждет своего решения.

4.1.3. Экспериментальные методы и приборы для измерения составляющих силы резания. Построение эмпирических формул для их определения

Связь между изменяемыми условиями резания и составляющими силы резания P_z , P_y и P_x обычно находят экспериментально [28, 31 и др.].

Приборы, предназначенные для измерения составляющих силы резания, называют динамометрами. Если динамометр измеряет одну составляющую, то он называется однокомпонентным, две – двухкомпонентным и три – трехкомпонентным.

К динамометрам предъявляют следующие основные требования.

1. Точность измерения. При измерениях сил, необходимых для определения мощности, расходуемой на резание, расчетов на прочность и жесткость инструментов и деталей станков, погрешность измерения не должна превышать 2–3 %. Для исследования физических процессов резания точность измерений должна составлять 1–1,5 %, а в некоторых случаях доходить до 0,5%.

2. Малая инерционность. Для этого частота собственных колебаний динамометра должна значительно превосходить частоту колебаний измеряемой системы.

3. Вибростойкость при любых скоростях резания. Для этого упругие звенья динамометров, воспринимающие действие сил, должны обладать максимально возможной жесткостью.

4. Отсутствие взаимного влияния составляющих силы резания, т.е. датчик динамометра, воспринимающий действие одной из составляющих силы резания, не должен реагировать на действие других составляющих.

По принципу действия различают динамометры: гидравлические, упруго-механические и упруго-электрические [31]. Как правило, во всех конструкциях динамометров есть упругое звено, деформация которого регистрируется механическими или электрическими датчиками.

В настоящее время наиболее предпочтительными являются упруго-электрические динамометры. Их действие основано на преобразовании перемещения или деформации упругих звеньев динамометра в электрический сигнал с помощью электрических датчиков. Наибольшее распространение нашли параметрические электрические датчики (тензодатчики). Они компактны и позволяют в качестве показывающих и записывающих устройств применять универсальные гальванометры, магнитоэлектрические и электронные осциллографы, компьютеры.

В лучших зарубежных динамометрах используют пьезоэлектрические датчики, позволяющие наиболее точно измерять не только статическую величину силы резания, но и высокочастотную динамику ее изменения.

Проволочные тензодатчики наклеивают на упругое звено динамометра (рис. 4.11) и при его нагружении датчик претерпевает те же деформации, что и поверхность, на которой он расположен.

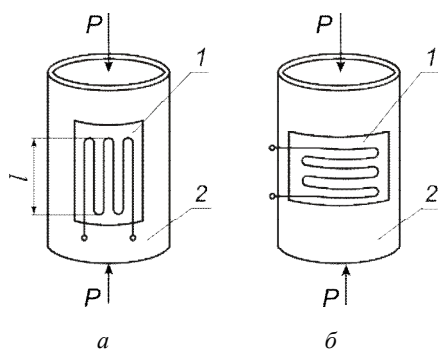


Рисунок 4.11 – Схема наклейки проволочного датчика 1 на упругий элемент 2:
а – рабочий датчик;
б – компенсационный датчик

Растяжение или сжатие петель проволоки изменяет электрическое сопротивление датчика; это изменение пропорционально величине действующей силы. Относительное изменение сопротивления R проволочного датчика можно определить по формуле:

$$\frac{\Delta R}{R} = K \frac{\Delta l}{l}, \quad (4.46)$$

где ΔR – абсолютное изменение сопротивления датчика; $\Delta l / l$ – относительная деформация проволоки датчика; K – коэффициент тензочувствительности, величина которого определяется материалом проволоки; он уменьшается при уменьшении длины l (базы) датчика.

Как правило, рабочий датчик R_1 включается в мостовую измерительную схему (рис. 4.12). Кроме этого вводится расположенный рядом с рабочим аналогичный, но недеформируемый при работе компенсационный датчик R_2 (рис. 4.11 б) для уравнивания моста и для компенсации влияния температуры на сопротивление проволоки датчика R_1 . R_3 , R_4 , R_5 и R_6 постоянные и переменные сопротивления, служащие для построения измерительного моста и его балансировки перед экспериментом.

Среди динамометров с проволочными датчиками наибольшее распространение нашли универсальные динамометры типа УДМ. Они позволяют измерять три составляющие силы резания при точении, нарезании резьбы резцом и метчиком, фрезеровании и шлифовании, осевую силу и крутящий момент при сверлении, развертывании, зенкерowaniu и нарезании резьбы метчиком. В зависимости от максимальной величины измеряемой главной составляющей силы резания P_z выпускают динамометры различной чувствительности: на 1000, 6000 и 12000 Н. Принципиальная схема динамометра изображена на рис. 4.13.

Основным элементом динамометра является квадратная пластина (лодочка), установленная в корпусе динамометра на упругих опорах 1–16 из термически обработанной стали. Опоры имеют трубчатую форму и обладают высокой жесткостью вдоль своей оси и малой – в направлении, перпендикулярном к оси. Для

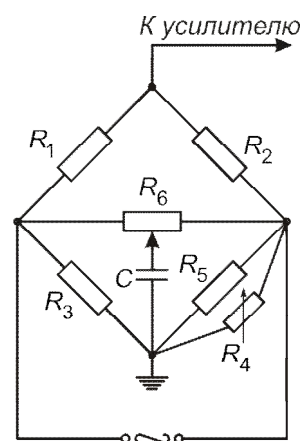


Рисунок 4.12 – Схема включения проволочного датчика в измерительную схему

устранения зазоров и контактных деформаций в стыках деталей динамометра опоры имеют предварительный натяг, который несколько превышает половину максимальной нагрузки, допускаемой опорой. На опоры строго вдоль оси наклеены проволоочные датчики с базой $l = 10$ мм (см. рис. 4.11 а).

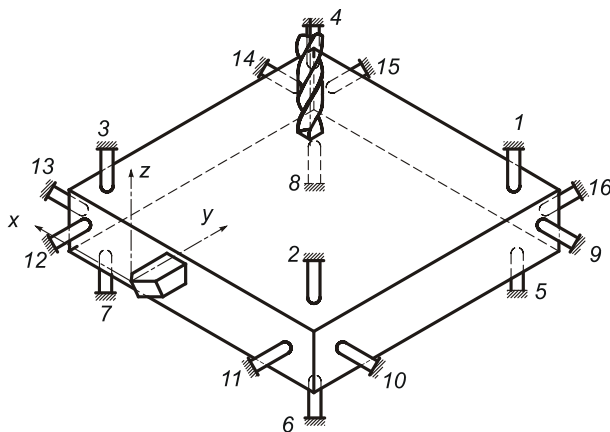


Рисунок 4.13 – Схема универсального динамометра типа УДМ

Развитие информационных технологий и вычислительной техники позволяет записывать мгновенные значения сил в цифровом виде (с помощью аналогово-цифрового преобразователя – АЦП) с их последующей обработкой после окончания записи на персональном компьютере (ПК) (рис. 4.15). Оцифрованные сигналы, предварительно пройдя через фильтр (ФНЧ), записываются в файл и после этого обрабатываются с возможностью дальнейшей распечатки результатов.

Данные измерений сил резания, как правило, аппроксимируют эмпирическими зависимостями, используемыми в дальнейшем для расчета или прогнозирования сил для любых условий резания. Эти зависимости, отражающие взаимосвязь изучаемых величин в процессе резания, в настоящее время принято выражать степенными функциями.

Нахождение степенных функций, выражающих силовые зависимости, очень облегчается при применении двойной логарифмической системы координат, где по осям абсцисс и ординат откладываются не сами величины, а их логарифмы. Действительно, пусть дана степенная функция

$$y = nx^m. \quad (4.47)$$

Тогда

$$\lg y = \lg n + m \lg x, \quad (4.48)$$

Расположение упругих опор и схема наклейки датчиков почти полностью устраняют влияние каждой силы на датчики, воспринимающие действие других сил. Для усиления электрического сигнала на выходе измерительной схемы между динамометром 1 (рис. 4.14) и приборным щитом 3 с гальванометрами или осциллографом 4 предусмотрен электронный усилитель 2.

Благодаря усилителю динамометры имеют большую жесткость упругих звеньев, что повышает их общую жесткость и виброустойчивость, и сокращает габариты.

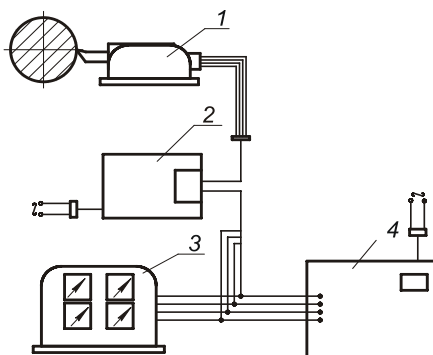


Рисунок 4.14 – Схема включения динамометра УДМ и измерительной аппаратуры в сеть

то есть в двойной логарифмической системе координат степенная функция (4.47) выражается прямой линией (рис. 4.16), причем m будет величиной, равной тангенсу угла ξ , образованного прямой с положительным направлением оси абсцисс, а n – отрезок на оси ординат, соответствующий значению $x = 1$.

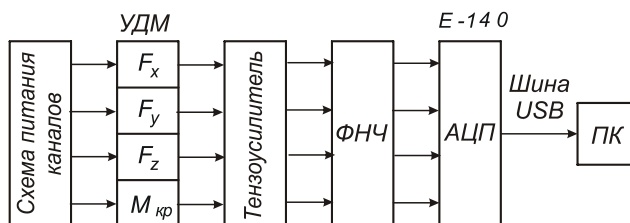


Рисунок 4.15 – Структурная схема для измерения и записи сил резания

Предположим теперь, что мы хотим представить функцию $P_z = f(a)$ в виде:

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{p_z}}.$$

Для этого результаты, полученные при экспериментах, следует изобразить графически, откладывая по оси абсцисс величины $\lg a$, а по оси ординат – величины $\lg P_z$. Соединяя точки прямой линией, определяют тангенс угла (*тангенс определяется не через угол в градусах, а как отношение двух катетов*), образованного ею с положительным направлением оси абсцисс, что дает величину y_{p_z} ;

отрезок, который прямая отсекает на ординате, соответствующей значению $a = 1$, дает величину C_{p_z} .

Зависимость некоторой величины от двух и более факторов в виде степенной функции можно выразить только в том случае, когда степень влияния каждого из факторов не зависит от абсолютной величины самого этого фактора и абсолютной величины других факторов, т.е., когда между факторами нет взаимодействия.

В этом случае поступают так. Допустим, что требуется определить зависимость P_z от толщины срезаемого слоя a и ширины b в виде:

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{p_z}} b^{x_{p_z}}. \quad (4.49)$$

Для этого, используя степенную аппроксимацию, определяют зависимости $P_z = C'_{p_z} a^{y_{p_z}}$ – при некотором значении $b = b_1$ и $P_z = C''_{p_z} b^{x_{p_z}}$ – при некотором значении $a = a_1$. Для того, чтобы общая зависимость была эквивалентной частным, должно быть:

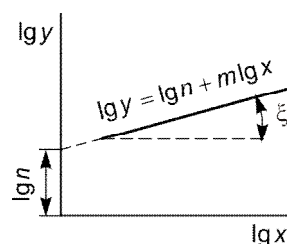


Рисунок 4.16 – Представление степенной функции в двойной логарифмической системе координат

$$P_z = C_{p_z} a^{y_{p_z}} (b_1)^{x_{p_z}} = C'_{p_z} a^{y_{p_z}} \quad \text{и} \quad P_z = C_{p_z} (a_1)^{y_{p_z}} b^{x_{p_z}} = C''_{p_z} b^{x_{p_z}},$$

откуда определяют постоянную C_{p_z} из каждой степенной формулы, как:

$$C_{p_z}^I = \frac{C'_{p_z}}{(b_1)^{x_{p_z}}} \quad \text{и} \quad C_{p_z}^{II} = \frac{C''_{p_z}}{(a_1)^{y_{p_z}}}.$$

Вследствие неизбежных погрешностей экспериментов величины $C_{p_z}^I$ и $C_{p_z}^{II}$, полученные из первой и второй серий, будут отличаться друг от друга. Поэтому окончательное значение постоянной в формуле (4.49) принимается как среднее арифметическое двух полученных значений:

$$C_{p_z} = \frac{C_{p_z}^I + C_{p_z}^{II}}{2}.$$

Недостатком изложенного графического метода является субъективность в проведении аппроксимирующей прямой, наиболее соответствующей нанесенным на график опытными точкам. Этот недостаток устраняется при применении аналитической аппроксимации, основанной на методе наименьших квадратов [31].

Следует особо отметить, что, несмотря на широкое распространение в теории резания степенных зависимостей, всякий раз к их употреблению надо подходить с большой осторожностью, так как они могут применяться только в том диапазоне изменения факторов, где они были получены, и по существу своему они не могут отразить всеобщей связи и взаимозависимости явлений.

4.1.4. Закономерности влияния условий резания на его силу и мощность

Поскольку для острого инструмента величина участка контакта по передней поверхности намного больше, чем по задней, то основной вклад в величину общей силы резания вносят силы, действующие на передней поверхности. Каждую из этих составляющих можно представить как произведение средних напряжений $\bar{\sigma}_N$ и \bar{q}_{F1} на площадь участка контакта $l_1 \times b$. Длина контакта l_1 является функцией толщины срезаемого слоя, переднего угла и коэффициента усадки (см. формулу (4.20)):

Средние же напряжения на передней поверхности и результирующая сила стружкообразования R_1 на ней (4.1) являются реакцией на процессы пластической деформации, которые проходят в плоскости сдвига. Поэтому их значения определяются прочностью на сдвиг обрабатываемого материала τ_ϕ (см. формулы (4.12) и (4.17)) и степенью пластической деформации срезаемого слоя, т.е. углом сдвига или коэффициентом усадки.

Таким образом, влияние любого параметра процесса резания на силу следует рассматривать через его связь с прочностью на сдвиг обрабатываемого материала, коэффициентом усадки и размерами сечения срезаемого слоя.

Влияние глубины резания и подачи. При увеличении t и S (или b и a) пропорционально возрастает площадь поперечного сечения срезаемого слоя, а, значит, и нагрузка на переднюю поверхность, однако влияние этих факторов на коэффициент усадки разный. Изменение t (или b) практически не влияет на коэффициент усадки, потому что в зону резания вводятся лишь новые участки режущей кромки с аналогичными условиями резания (рис. 4.17 б). Следовательно, во столько же раз увеличивается нагрузка на резец, вызываемая силами, действующими на переднюю и заднюю поверхности инструмента.

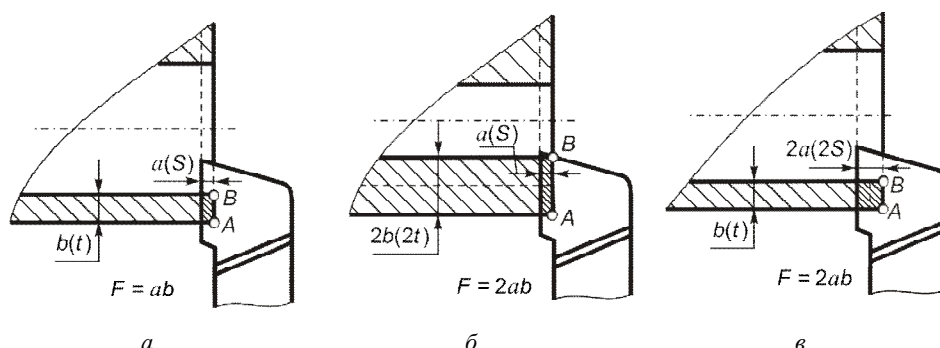


Рисунок 4.17 – К определению влияния a и b на силу резания: a – ширина срезаемого слоя b , толщина срезаемого слоя a ; $б$ – ширина срезаемого слоя $2b$, толщина срезаемого слоя a ; $в$ – ширина срезаемого слоя b , толщина срезаемого слоя $2a$

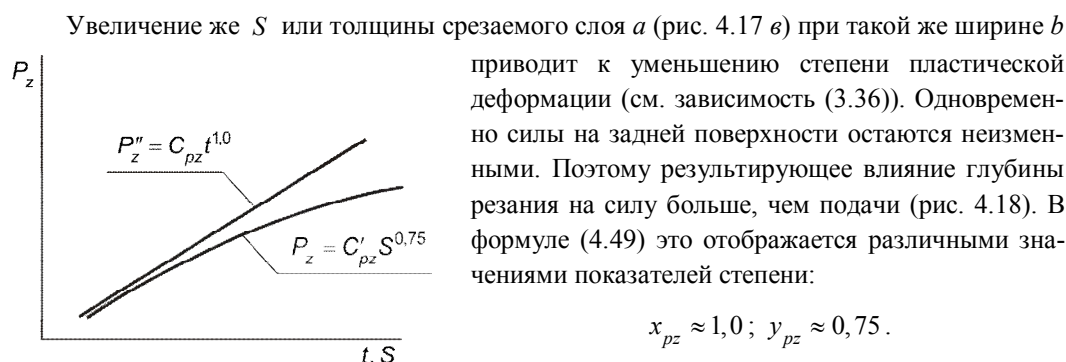


Рисунок 4.18 – Влияние изменения глубины резания t ($б$) и подачи S ($а$) на силу резания

Увеличение же S или толщины срезаемого слоя a (рис. 4.17 в) при такой же ширине b приводит к уменьшению степени пластической деформации (см. зависимость (3.36)). Одновременно силы на задней поверхности остаются неизменными. Поэтому результирующее влияние глубины резания на силу больше, чем подачи (рис. 4.18). В формуле (4.49) это отображается различными значениями показателей степени:

$$x_{pz} \approx 1,0; y_{pz} \approx 0,75.$$

Разделим значение P_z в формуле (4.49) на площадь сечения срезаемого слоя ($ab = St$). Полученное выражение (с учетом, что $x_{pz} \approx 1,0$) носит

название удельная сила резания p , которая действует на единицу площади срезаемого слоя:

$$p = \frac{P_z}{ab} = \frac{C_{pz} a^{y_{pz}} b^{x_{pz}}}{ab} = \frac{C_{pz}}{a^{y_{pz}-1}}.$$

Очевидно, что с ростом толщины срезаемого слоя (подачи) удельная сила резания уменьшается. Поэтому для уменьшения силы резания при обработке всегда следует увеличивать толщину (подачу), уменьшая ширину срезаемого слоя (глубину резания). Аналогичный

характер влияния a и b имеет место не только при точении, но и при работе всех лезвийных инструментов.

Так как величина удельной силы зависит от элементов режима резания (V , t , s), геометрических параметров инструмента и условий обработки, то значения p , полученные в различных условиях, не могут быть сопоставимы. Поэтому в качестве сравнительной характеристики сопротивления обрабатываемого материала резанию введен **коэффициент резания** k , под которым понимается удельная сила резания, измеренная при следующих условиях: передний угол $\gamma = 15^\circ$; главный угол в плане $\varphi = 45^\circ$; глубина резания $t = 5$ мм; подача $S = 1$ мм/об; режущая кромка резца – прямолинейная; радиус вершины резца $r = 1$ мм, работа производится без охлаждения. То есть

$$k = \frac{P_z}{ts} = \frac{P_z}{5 \cdot 1}. \quad (4.50)$$

Влияние скорости резания. Ранее считалось, что скорость резания практически не влияет на силу. Объясняется это проведением опытов в сравнительно узком диапазоне скоростей, а также недостаточной чувствительностью используемых при этом динамометров. В настоящее время известно, что в более широком диапазоне скоростей резания это влияние проявляется через изменение коэффициента усадки стружки, который, как правило, уменьшается с ростом скорости (см. выражение (3.37)), за исключением зоны наростообразования (см. рис. 3.87). Поэтому зависимость $P_z - V$ будет разной для материалов склонных (рис. 4.19) и не склонных (рис. 4.20) к наростообразованию. Для первых минимальные значения силы на кривых $P_z = f(V)$ соответствуют максимально возможному наросту.

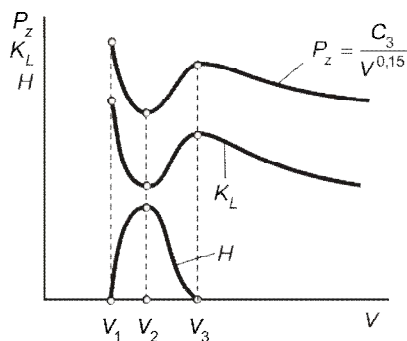


Рис. 4.19 – Влияние скорости резания на высоту нароста, коэффициент усадки и силу резания для материалов, склонных к наростообразованию

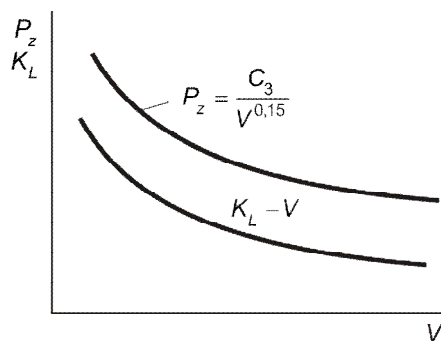


Рис. 4.20 – Влияние скорости резания на силу резания для материалов, не склонных к наростообразованию

Резание на высоких скоростях приводит к значительному повышению температуры резания, исчезновению нароста, в результате чего уменьшается коэффициент трения, коэффициент усадки, а, следовательно, и P_z . Аналогично выглядят зависимости $P_z = f(V)$ для материалов, не склонных к наростообразованию – меди, жаропрочных и нержавеющей сталей и сплавов, титановых сплавов (см. рис. 4.20). Все сказанное относится и к изменению силы P_x .

Скорости резания, с которыми работают при точении твердосплавным инструментом, выше скорости V_3 (см. рис. 4.19), поэтому участок силовой зависимости для $V > V_3$ и для рис. 4.20 можно аппроксимировать формулой:

$$P_z = \frac{C_3}{V^{z_{pz}}},$$

где для диапазона $V = 50 - 350$ м/мин $z_{pz} = 0,25 \dots 0,1$; а для силы $P_x - z_{px} = 0,4 \dots 0,2$.

При скоростях резания более 400 м/мин при обработке любых материалов скорость практически перестает влиять на составляющие силы резания ($z_p \rightarrow 0$), поэтому в формулах для P_z влиянием скорости пренебрегают.

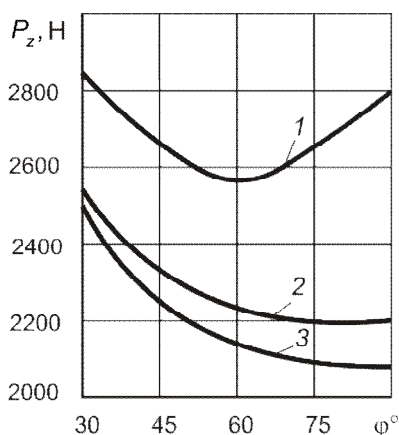


Рисунок 4.21 – Влияние главного угла в плане ϕ на силу P_z при точении [29]

(сталь; $t = 2$ мм; $S = 0,48$ мм/об):

1 – несвободное точение резцом с $r = 2$ мм при $V = 40$ м/мин;

2 – несвободное точение резцом с $r = 0$ при $V = 40$ м/мин;

3 – свободное точение при $V = 40$ м/мин

Влияние угла в плане инструмента. Главный угол в плане инструмента изменяет соотношение между шириной и толщиной срезаемого слоя b/a (см. рис. 1.27) и положение режущей кромки относительно направления движения подачи (см. рис. 4.3). Поэтому для свободного резания или, если радиус вершины инструмента равен нулю, из-за более сильного влияния на силу резания $b(t)$, чем $a(S)$, с увеличением ϕ сила резания падает. Это хорошо подтверждается экспериментом при резании любых пластичных материалов (рис. 4.21, кривые 2 и 3).

С увеличением угла ϕ в условиях несвободного резания при наличии переходного лезвия со значительным радиусом вершины возрастает роль переходной криволинейной режущей кромки np (рис. 4.22). На этом участке слои стружки, перемещающиеся по передней поверхности в направлениях, перпендикулярных к переходной кромке, мешают друг другу и, дополнительно деформируясь, увеличивают степень деформации срезаемого слоя (рис. 4.22 б). Влияния угла ϕ на силу P_z связано в этом случае с

действием двух конкурирующих явлений: уменьшением отношения b/a при увеличении угла ϕ и увеличением отношения длины криволинейной переходной кромки к рабочей длине главной режущей кромки. Поэтому, начиная с некоторого значения ϕ , сила резания возрастает (см. рис. 4.21, кривая 1). При обработке чугуна и других хрупких материалов, которые дают стружку надлома, роль радиуса вершины незначительна.

Кроме уже отмеченного, при уменьшении главного угла в плане от 90° появляется третья составляющая силы резания P_y , причем, чем меньше ϕ , тем большей становится сила отталкивания P_y , и уменьшается сила подачи P_x (рис. 4.23).

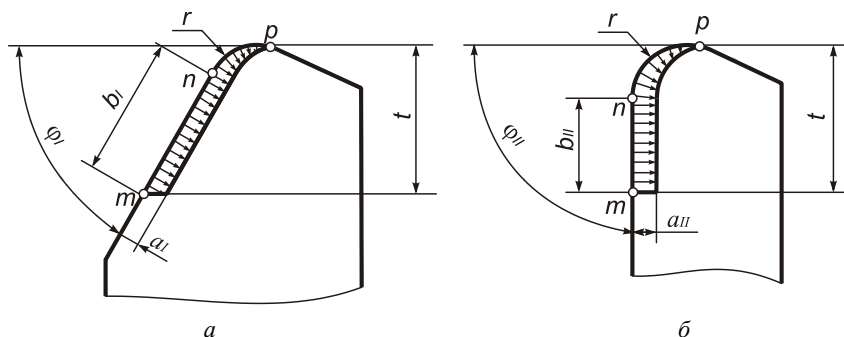


Рисунок 4.22 – Влияние главного угла в плане на отношение длины переходной режущей кромки к длине главной кромки

Приведенные рассуждения вытекают из аналитической зависимости (4.3) и хорошо подтверждаются экспериментально (рис. 4.24).

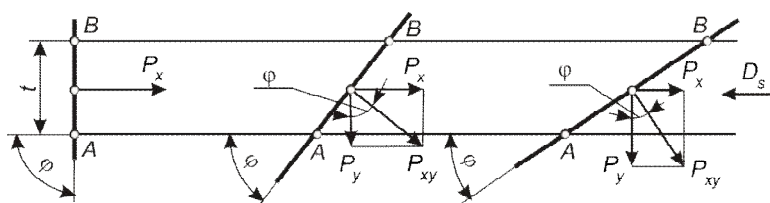


Рисунок 4.23 – Схема влияние угла в плане φ на величину сил P_x и P_y :

AB – длина активной части режущей кромки

При расчете составляющих силы резания влияние главного угла в плане учитывают поправочным коэффициентом – k_φ , отдельным для каждой составляющей.

Увеличение радиуса r кривизны вершины лезвия вызывает уменьшение переходных углов в плане в различных точках вершины лезвия. Кроме того, увеличение длины переходного лезвия ухудшает условия стружкообразования у вершины резца. Вследствие этого силы P_z и P_y при увеличении радиуса r возрастают, а сила P_x уменьшается.

При расчете составляющих силы резания влияние радиуса r учитывают поправочным коэффициентом – k_r , отдельным для каждой составляющей.

Влияние переднего и заднего углов инструмента. В любом случае уменьшения переднего угла всегда вызывает рост степени деформации стружки (коэффициента усадки), а, значит, и силы резания. И из всех составляющих наиболее сильный рост наблюдается у силы P_x (рис. 4.25).

При расчете составляющих силы резания влияние переднего угла учитывают поправочным коэффициентом – k_γ , отдельным для каждой составляющей.

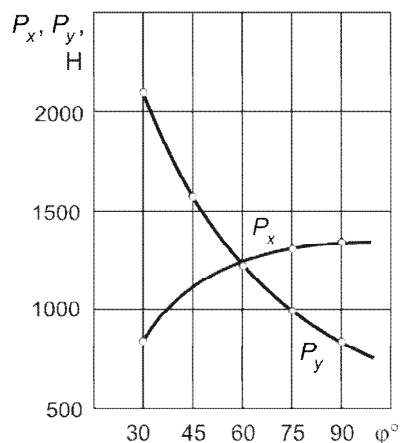


Рисунок 4.24 – Влияние главного угла в плане φ на силы P_x и P_y [29]

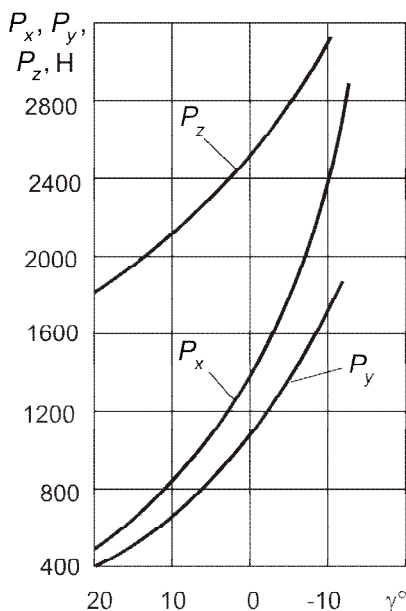


Рисунок 4.25 – Влияние переднего угла на силы P_z , P_y и P_x при точении [5]: сталь 40; $\varphi = 60^\circ$; $t = 4$ мм; $S = 0,285$ мм/об; $V = 40$ м/мин

$\lambda > 30^\circ$ (вследствие увеличения степени деформации срезаемого слоя). Так как у большинства токарных резцов изменение угла λ не выходит за пределы $\pm 10^\circ$, то его влиянием на силу P_z можно пренебречь.

На силы P_y и P_x угол λ влияет значительно сильнее. При переходе от отрицательных углов λ к положительным через изменение угла ψ_2 направления схода стружки (см. рис. 4.6) сила отталкивания P_y возрастает, а сила подачи P_x — уменьшается.

При расчете составляющих силы резания влияние угла λ учитывают поправочным коэффициентом — k_λ , отдельным для каждой составляющей.

Влияние свойств обрабатываемого и инструментального материалов. С одной стороны увеличение прочности обрабатываемого материала уменьшает коэффициент усадки (см. рис. 3.88), а, значит, средние напряжения на передней поверхности. Но с другой — увеличиваются сдвиговые напряжения в плоскости

Задняя поверхность инструмента в стружкообразовании непосредственно не участвует. Следовательно, влияние заднего угла на составляющие силы резания может проявляться только через изменение сил, действующих на задней поверхности. Эксперименты показывают, что если задний угол резца больше $8-10^\circ$, то составляющие силы резания от величины заднего угла не зависят. При меньших углах уменьшение заднего угла вызывает незначительное возрастание сил P_z , P_x и особенно — P_y , которая отталкивает инструмент от обработанной поверхности.

Угол наклона главной режущей кромки λ изменяет направление схода стружки, увеличивает рабочую длину главной кромки и, вне зависимости от знака угла λ , приводит к дополнительной поперечной деформации стружки вдоль режущей кромки, увеличивая тем самым ее общую степень деформации.

На главную составляющую силы резания (рис. 4.26) изменение угла λ влияет сравнительно мало: увеличение отрицательного угла λ практически не сказывается на изменении силы P_z ; при увеличении положительного угла λ сила P_z несколько возрастает, при

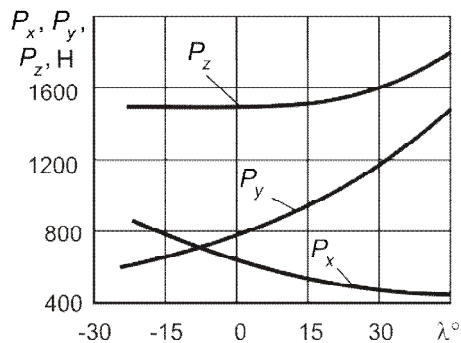


Рисунок 4.26 – Влияние угла наклона главной режущей кромки на силы P_z , P_y и P_x при точении [31]: сталь 45; $\varphi = 45^\circ$; $t = 3$ мм; $S = 0,307$ мм/об; $V = 143$ м/мин

сдвига τ_ϕ , которые вызывают рост средних напряжений на передней поверхности и силы стружкообразования. В зависимости от того, какой фактор является преобладающим, силы P_z , P_y и P_x могут при увеличении прочности обрабатываемого материала как возрастать, так и уменьшаться.

Считается установленным, что если при увеличении прочности обрабатываемого материала усадка стружки K_L уменьшается мало, то силы P_z , P_y и P_x возрастают. Если K_L уменьшается значительно, то это приводит к уменьшению сил. Анализ табл. 4.2 показывает, что одни прочностные характеристики обрабатываемых материалов различных химических составов не могут служить объективным показателем при оценке сил резания.

Таблица 4.2 – Влияние механических свойств обрабатываемого материала на величину силы P_z [5] ($\gamma = 20^\circ$; $a = 22$ мм; $V = 0,2$ м/мин)

Обрабатываемый материал	τ_ϕ , МПа	ϕ	K_L	P_z , Н
Медь	320	$9^\circ 05'$	6,2	5000
Сталь 00	460	$11^\circ 50'$	4,3	5700
Сталь 10	490	$16^\circ 30'$	3,5	4500
Сталь 20Х	580	$17^\circ 40'$	3,3	5000
Сталь 1Х18Н9Т	1030	$22^\circ 45'$	2,6	7400

Для однородных по химическому составу обрабатываемых материалов увеличение их прочности и твердости приводит к опережающему росту напряжений в плоскости сдвига по сравнению со снижением коэффициента усадки. Поэтому при обработке незакаленных сталей установлена зависимость $P_z = C_1 R_m^{0,35}$, а при обработке серых чугунов $P_z = C_2 HB^{0,4}$.

Влияние обрабатываемого материала на величину составляющих силы резания учитывают поправочным коэффициентом – k_m .

Инструментальный материал влияет через изменение коэффициента внешнего трения на передней и задней поверхностях, а также через теплопроводность и адгезионную способность поверхности инструмента к материалу заготовки. Последний фактор изменяет длину контактного участка трения на передней поверхности, перераспределяя на нем нормальные и касательные напряжения. Поэтому силы резания при обработке алмазным резцом всегда меньше (при других равных условиях), чем резцом из быстрорежущей стали, которая имеет больший коэффициент трения и адгезионную способность к обрабатываемому материалу. Этим же фактом объясняется снижение сил при резании инструментами с покрытиями.

Влияние СОТС. Смазочно-охлаждающие вещества совершают двоякое воздействие на процесс резания. С одной стороны они уменьшают коэффициент внешнего трения, а также, проникая в зону контакта, уменьшают силы адгезионного схватывания с заторможенным слоем, укорачивая его и общую длину контакта. Все это способствует уменьшению силы F_1 (см. рис. 4.3). С другой стороны, охлаждающее действие СОЖ приводит к снижению температуры резания и увеличению предела прочности на сдвиг материала стружки в зоне вторичной пластической деформации, что может быть причиной роста F_1 . Как правило, первое дей-

ствие преобладает, поэтому использование СОТС уменьшает силы резания. При этом в большей степени снижаются горизонтальные составляющие P_y и P_x . Например, применение масляной жидкости снижает силу P_z на 20%, а P_y и P_x – на 30–40%.

Влияние СОТС на снижение сил резания учитывают поправочным коэффициентом – k_{ω} , отдельным для каждой составляющей.

Увеличение износа инструмента (рост площадки износа по задней поверхности) приводит к повышению силы резания, особенно ее горизонтальных составляющих P_y и P_x .

Это влияние при расчете силы резания учитывают поправочным коэффициентом – k_h отдельным для каждой составляющей.

Обобщенные эмпирические формулы для расчета составляющих силы резания. Практика применения обобщенных эмпирических формул показала, что параметры режима резания t , s и V наиболее удобно учитывать непосредственно, а остальные – косвенно, через обобщенный поправочный силовой коэффициент – k_p .

Например, для точения обобщенная эмпирическая формула при расчете составляющей силы резания P_z , Н, будет иметь вид:

$$P_z = 9,8 C_{P_z} t^{x_{P_z}} S^{y_{P_z}} V^{z_{P_z}} k_{P_z}, \quad (4.51)$$

где $9,8 C_{P_z}$ – коэффициент, учитывающий влияние на силу P_z различных условий в диапазоне изменения режимов резания t , S и V , когда $k_{P_z} = 1$ (число 9,8 вводится для перевода табличных значения в справочниках из кГс в Н); x_{P_z} , y_{P_z} , z_{P_z} – показатели степеней, определяющие влияния режимов резания t , S и V на изменение силы P_z ; k_{P_z} – обобщенный поправочный силовой коэффициент, который определяется зависимостью:

$$k_{pz} = k_{mP} k_{\phi P_z} k_{\gamma P_z} k_{\lambda P_z} k_{rP_z}, \quad (4.52)$$

где произведение силовых поправочных коэффициентов учитывает влияние на силу резания: k_{mP} – обрабатываемого материала; $k_{\phi P_z}$ – главного угла в плане; $k_{\gamma P_z}$ – переднего угла; $k_{\lambda P_z}$ – угла наклона главной режущей кромки; k_{rP_z} – радиуса закругления вершины инструмента и других факторов.

Все коэффициенты и показатели степеней находятся по таблицам из справочников или определяются экспериментально. Формулы для определения сил P_y и P_x имеют аналогичный вид.

Существенным недостатком всех эмпирических формул является то, что они не учитывают взаимосвязи влияния различных факторов на составляющие силы резания.

Мощность, затрачиваемая при резании. Для того чтобы подсчитать эффективную мощность, расходуемую на резание, необходимо сложить мощности на преодоление каждой силы P_z , P_y и P_x , т.е.:

$$N_{\text{рез}} = N_{P_z} + N_{P_y} + N_{P_x} . \quad (4.53)$$

Так как мощность есть произведение силы на скорость перемещения в направлении ее действия, то, вводя соответствующие переводные коэффициенты, получим, кВт:

$$N_{\text{рез}} = \frac{P_z V}{60 \cdot 1000} + \frac{P_y V_y}{60 \cdot 1000} + \frac{P_x s n}{60 \cdot 1000 \cdot 1000} . \quad (4.54)$$

По определению, никаких перемещений в направлении действия силы P_y или в обратном ему нет, т.е. $V_y = 0$, а, следовательно, равно нулю и второе слагаемое. Третье слагаемое, представляющее собой мощность, затрачиваемую на движение подачи, достаточно мало (1–2 % от N_{P_z}), и им можно пренебречь. Тогда, кВт:

$$N_{\text{рез}} = \frac{P_z V}{60 \cdot 1000} . \quad (4.55)$$

Для реализации процесса резания на заданном станке необходимо, чтобы мощность электродвигателя станка $N_{\text{э.д}}$ была больше (или, в крайнем случае, равна) расчетной мощности резания, с учетом КПД коробки скоростей станка $\eta \approx 0,8 \dots 0,85$:

$$N_{\text{э.д}} \geq \frac{N_{\text{рез}}}{\eta} . \quad (4.56)$$

4.1.5. Практическое использование силовых зависимостей. Расчет сил и мощности для различных видов обработки

Точение. При токарной обработке в условиях несвободного резания сила R сопротивления резанию раскладывается на три взаимно перпендикулярные составляющие (рис. 4.27), действующие на резец (P_z , P_x , P_y), и согласно третьему закону Ньютона – в противоположном направлении – на заготовку.

При расчете составляющих силы резания наиболее часто используют следующие эмпирические формулы, Н:

$$\begin{aligned} P_z &= 9,8 C_{P_z} t^{x_{P_z}} S^{y_{P_z}} V^{z_{P_z}} k_{P_z} ; \\ P_y &= 9,8 C_{P_y} t^{x_{P_y}} S^{y_{P_y}} V^{z_{P_y}} k_{P_y} ; \\ P_x &= 9,8 C_{P_x} t^{x_{P_x}} S^{y_{P_x}} V^{z_{P_x}} k_{P_x} , \end{aligned} \quad (4.57)$$

где C_{P_z} , C_{P_y} , C_{P_x} – коэффициенты, характеризующие условия обработки; x_{P_z} , x_{P_y} , x_{P_x} – показатели степеней при глубине резания t ; y_{P_z} , y_{P_y} , y_{P_x} – показатели степеней при подаче S ;

$z_{P_z}, z_{P_y}, z_{P_x}$ – показатели степеней при скорости резания V ; $k_{P_z}, k_{P_y}, k_{P_x}$ – обобщенные поправочные коэффициенты.

В табл. 4.3 даны средние значения коэффициентов и показателей степеней для расчета сил P_z, P_y и P_x (при $s < t$) при наружном продольном точении для условий проведения силовых экспериментов (прочность R_m обрабатываемого материала, резание твердосплавными резцами с $\gamma = +10^\circ, \varphi = 45^\circ, r = 2 \text{ мм}, \lambda = 0^\circ, \varphi_1 = 10^\circ$, работа без охлаждения и износ резцов по задней поверхности $h_3 = 1,0 \div 1,4 \text{ мм}$). Для этих условий точения обобщенные поправочные коэффициенты

$$k_{P_z} = k_{P_y} = k_{P_x} = 1.$$

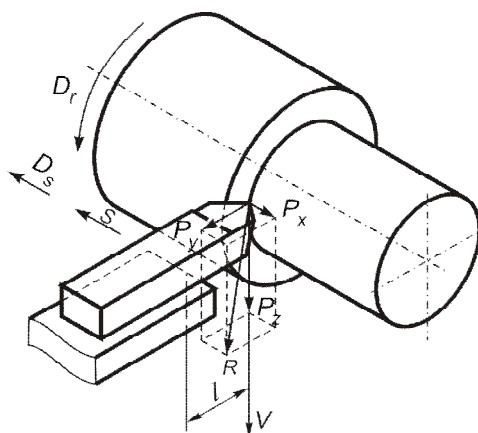


Рисунок 4.27 – Схема разложения равнодействующей силы R на составляющие P_z, P_y, P_x

При условиях работы, отличных от указанных, следует использовать поправочные коэффициенты, приводимые в справочниках по режимам резания. Произведение этих коэффициентов (см. формулу (4.52)) и будет являться обобщенным поправочным коэффициентом k_P для каждой составляющей силы резания.

Таблица 4.3 – Значения коэффициентов и показателей степеней в формулах для подсчета сил P_z, P_y и P_x при наружном продольном точении твердосплавным резцом

Материал заготовки	Подача, мм/об	Коэффициенты и показатели степени при определении											
		P_z				P_y				P_x			
		C_{P_z}	x_{P_z}	y_{P_z}	z_{P_z}	C_{P_y}	x_{P_y}	y_{P_y}	z_{P_y}	C_{P_x}	x_{P_x}	y_{P_x}	z_{P_x}
Сталь $R_m = 750 \text{ МПа}$	до 0,75	300	1,0	0,75	-0,15	243	0,9	0,6	-0,3	339	1,0	0,5	-0,4
	свыше 0,75									315		0,2	

Действие сил резания на резец. Сила P_z изгибает резец в вертикальной плоскости, сила P_y стремится оттолкнуть резец от заготовки, а сила P_x стремится изогнуть резец в горизонтальной плоскости и вывернуть его из резцедержателя (см. рис. 4.27).

Очевидно, что чем больше вылет резца l , тем больше будет изгибающий момент $M_{изг} = P_z l$, тем, следовательно, большим должно быть сечение державки резца. Во избежание смещения резца под действием сил P_y и P_x он должен быть прочно закреплен в резцедержателе.

Напряжения, вызванные в державке силами P_z , P_y и P_x , не должны превышать напряжений, допускаемых материалом державки по его прочности и жесткости. Наряду с напряжениями в державке резца сила P_z создает большие напряжения в режущей части инструмента – в пластинке. В зависимости от значения переднего угла пластинка может испытывать деформации изгиба и среза или деформации сжатия. Для каждого резца сила P_z должна быть не больше определенной величины, иначе напряжения, вызванные этой силой, достигнут предела прочности пластинки, и она разрушится. Это особенно важно для резцов из твердого сплава, минералокерамических, алмазов и композитов (вследствие их большей хрупкости).

Точка приложения равнодействующей всех сил O_1 (или центр давления стружки на резец) не проходит через центр тяжести сечения державки резца O (рис. 4.28).

Приблизленно центр давления O_1 может быть определен как точка пересечения диагоналей сечения срезаемого слоя. Такое его положение по отношению к центру тяжести сечения державки резца приводит к тому, что сила P_z , кроме нормальных напряжений от изгибающего момента $M_{изг} = P_z l$ и касательных напряжений от перерезающей силы при изгибе, создает еще касательные напряжения от крутящего момента $M_{крз} = P_z l_0$.

Сила P_x , кроме нормальных напряжений от изгибающего момента и касательных напряжений от перерезающей силы при изгибе, создает касательные напряжения и от крутящего момента $M_{крх} = P_x H/2$. Сила P_y , кроме сжатия, может вызвать продольный изгиб.

Таким образом, при более точных расчетах необходимо иметь в виду, что резец в процессе резания испытывает сложное напряженное состояние.

Действие сил резания на заготовку. На заготовку действуют такие же силы P'_z , P'_y и P'_x , но противоположные по направлению силам, действующим на резец (рис. 4.29).

Переноса в центр обрабатываемой заготовки две равные и противоположно направленные силы P'_z , видим, что создается пара сил и крутящий момент сопротивления резанию:

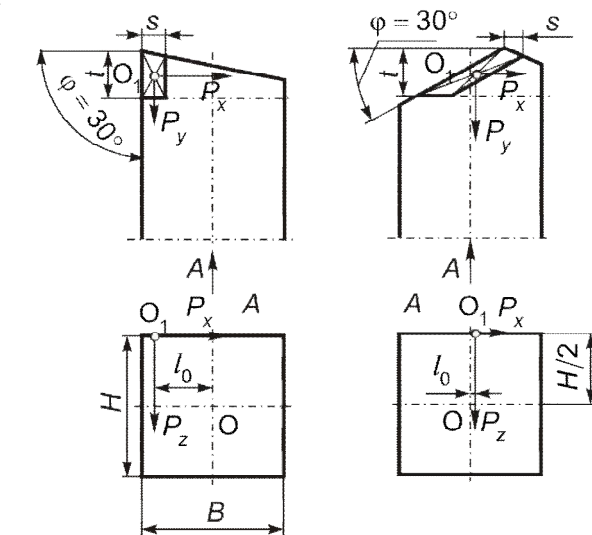


Рисунок 4.28 – Схема действия сил резания на резец

$$M_{кр} = \frac{P'_z D}{2}. \quad (4.58)$$

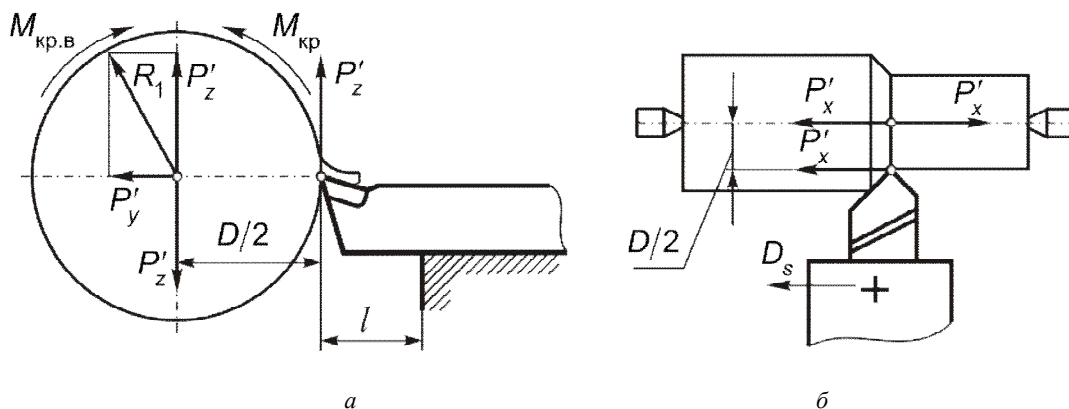


Рисунок 4.29 – Схема действия сил P'_z , P'_y и P'_x на заготовку

Кроме скручивания заготовки действием силы P'_z создается момент, изгибающий заготовку в вертикальной плоскости. Для резания необходимо, чтобы крутящий момент станка на выбранной ступени числа оборотов был бы больше или, в крайнем случае, равен крутящему моменту сопротивления резанию: $M_{кр.ст} \geq M_{кр}$.

Крутящий момент, Нм, можно определить через мощность резания $N_{рез}$ и число оборотов шпинделя станка – n :

$$M_{кр} = 9750 \frac{N_{рез}}{n}. \quad (4.59)$$

Сила P'_y изгибает заготовку в горизонтальной плоскости. При недостаточной жесткости системы СПИЗ эта сила может вызвать в процессе резания вибрации. Складываясь с силой P'_z , они создают силу $R_1 = \sqrt{(P'_z)^2 + (P'_y)^2}$, которая будет вызывать суммарный изгибающий момент, действующий на заготовку и влияющий на точность обработанной поверхности.

Сила P'_x прижимает заготовку к переднему центру (рис. 4.29 б) или стремится сдвинуть заготовку в осевом направлении при креплении ее в патроне, и создает изгибающий момент, который «выворачивает» заготовку из центров:

$$M_x = \frac{P'_x D}{2}. \quad (4.60)$$

Действие сил резания на станок. Сила резания P_z , будучи наибольшей, через резец действует на суппорт и станину станка, а также через заготовку – на центры (патрон) и заднюю бабку. По этой силе производится расчет ответственных деталей станка и мощности его электродвигателя.

Радиальная сила P_y действует через резец на суппорт и станину, а сила P'_y через заготовку – на шпиндель, центра и заднюю бабку станка. По этой силе производится расчет станка на жесткость и расчет радиального давления на подшипники шпинделя.

Сила подачи P_x действует через резец на механизм подачи станка, а сила P'_x через заготовку – на шпиндель и его опоры в осевом направлении. Сила P_x преодолевается механизмом подачи станка, поэтому в основном по ней и рассчитываются детали коробки подач, фартука и упорные подшипники шпинделя, а также мощность, необходимая для осуществления движения подачи.

Таким образом, силы, действующие в процессе резания, необходимо знать для правильного расчета и конструирования режущего инструмента, станков и приспособлений, для расчета жесткости системы СПИЗ и мощности, затрачиваемой на резание, а также для правильной эксплуатации станка, инструмента и приспособлений.

Сверление. Процесс сверления протекает в более сложных условиях, среди которых – следующие: затруднен отвод стружки и подвод охлаждающей жидкости; наблюдается значительное трение стружки по поверхности канавок сверла, трение стружки и самого сверла об обработанную поверхность; скорость резания вдоль режущей кромки меняется от максимальной до нуля; вследствие увеличения V и γ в точках режущей кромки от центра к периферии сверла деформация срезаемого слоя, соответственно, уменьшается. Однако процесс стружкообразования на небольшом участке режущей кромки сверла подчиняется тем же закономерностям и сопровождается теми же явлениями, что и при точении.

Резание при сверлении осуществляется пятью кромками сверла: двумя главными режущими кромками, перемычкой (поперечной кромкой) и двумя вспомогательными кромками направляющих ленточек. На каждой из них действуют три составляющих силы, аналогичных точению. Общая равнодействующая сил резания при сверлении состоит из составляющих сил, действующих на всех кромках сверла (рис. 4.30).

Для сверла рассматриваются следующие технологические направления составляющих сил: *параллельно оси сверла* (направлению подачи) – осевые составляющие (P_{xt} – силы на главной режущей кромке, P_{xp} – силы на поперечной кромке, P_{xl} – силы трения на ленточках); силы, направленные *перпендикулярно оси сверла* (перпендикулярно обработанной поверхности) – P_{yt} и окружные силы на главных режущих кромках – P_{zt} , P_{zp} – силы на обеих частях поперечной кромки и силы трения на направляющих ленточках – P_{zl} . Силы P_{zt} и P_{zp} направлены по касательной к окружности в каждой точке режущих кромок. Сумму всех вертикальных сил, препятствующих продвижению сверла в заготовку, называют осевой силой P_o или усилием подачи:

$$P_o = P_{xp} + 2P_{xt} + 2P_{xl} . \quad (4.61)$$

Измерения показывают, что осевая сила на перемычке P_{xp} составляет 57% от P_o , вертикальные составляющие силы на главных режущих кромках ($2P_{xt}$) – 40% и вертикальные составляющие сил трения на ленточках ($2P_{xl}$) – около 3%.

Сумму всех радиальных сил, направленных перпендикулярно оси сверла, – P_y , обычно не рассматривают, так как считают, что они взаимно уравновешены при симметричном расположении режущих кромок и одинаковых параметрах геометрии сверла. В случае отклонения от симметрии в геометрии сверла (например, разная длина главных режущих кромок) появляется неуравновешенная составляющая силы ΔP_y , которая приводит к уводу сверла от оси сверления и разбивке отверстия.

Окружные силы P_z создают суммарный крутящий момент сопротивления резанию, который складывается из момента от сил $P_{zг}$, момента от сил скобления и трения на поперечной кромке – $M_{п}$ и момента от сил трения на ленточках – $M_{л}$, т.е.:

$$M_{кр} = M_{гп} + M_{п} + M_{л}. \quad (4.62)$$

Измерения показывают, что 80% приходится на момент от силы $P_{zг}$, 8% – на $M_{п}$ и 12% – на $M_{л}$.

Для практических расчетов при сверлении необходимо знать значение осевой силы P_o и крутящего момента $M_{кр}$.

При конструировании станка механизм подачи рассчитывается по максимальной осевой силе P_o . При эксплуатации станка с заданными условиями сверления необходимо, чтобы осевая сила P_o была меньше, или, в крайнем случае, равна наибольшей силе P_{max} , допускаемой механизмом подачи станка (во избежание поломки слабого звена механизма подачи). Наибольшая сила P_{max} станка приводится обычно в его паспорте.

Суммарный момент сопротивления резанию $M_{кр}$ с одной стороны должен быть меньше, или, в крайнем случае, равен вращающему моменту $M_{кр.ст}$, развиваемому электродвигателем станка на данной ступени частоты вращения шпинделя, но с другой – меньше, или, в крайнем случае, равен максимальному крутящему моменту $M'_{кр.ст}$, допускаемому слабым звеном механизма главного движения станка (во избежание его поломки), т.е. $M_{кр} \leq M'_{кр.ст}$. Момент $M'_{кр.ст}$ рассчитывают при конструировании станка и приводят обычно в его паспорте.

При расчете рабочего приспособления на усилие закрепления заготовки при сверлении также необходимо знать P_o и $M_{кр}$.

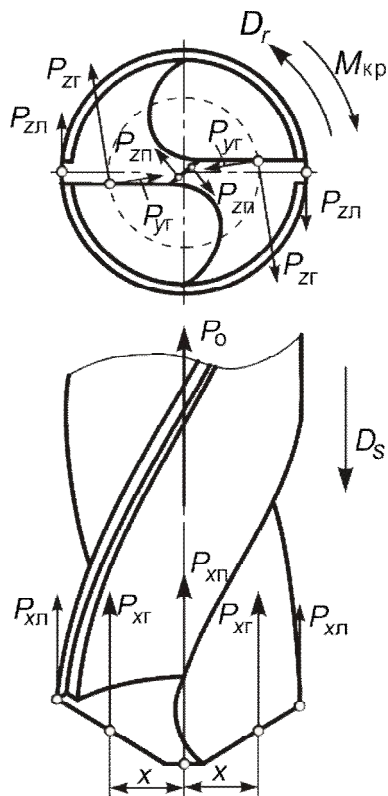


Рисунок 4.30 – Силы, действующие на отдельные режущие кромки сверла

По силе P_o и моменту $M_{кр}$ можно рассчитать необходимую (потребную) мощность электродвигателя сверлильного станка.

Мощность, затрачиваемая на резание, будет складываться из мощности, затрачиваемой на вращение, и мощности, затрачиваемой на движение подачи, т.е.:

$$N_{рез} = N_{вр} + N_{под} . \quad (4.63)$$

Мощность, затрачиваемая на вращение, кВт,

$$N_{вр} = \frac{M_{кр} n}{9750} , \quad (4.64)$$

где $M_{кр}$ – крутящий момент от сил сопротивления резанию, Нм; n – частота вращения сверла, об/мин.

Мощность, затрачиваемая на подачу сверла, кВт,

$$N_{под} = \frac{P_o S n}{60 \cdot 1000 \cdot 1000} , \quad (4.65)$$

где P_o – осевая сила, Н.

Расчеты показывают, что, как и при токарной обработке, мощность, затрачиваемая на движение подачи, составляет 0,5–1,5% мощности, затрачиваемой на вращение сверла, и ею можно пренебречь. Поэтому, кВт,

$$N_{рез} = N_{вр} = \frac{M_{кр} n}{9750} . \quad (4.66)$$

Зная мощность, затрачиваемую на резание, легко подсчитать и необходимую (потребную) мощность электродвигателя станка $N_{э.д}$.

Влияние параметров процесса резания на осевую силу и крутящий момент

Диаметр сверла и подача. Чем больше диаметр сверла и величина подачи, тем больше площадь поперечного сечения срезаемого слоя, больше объем деформируемого металла и сопротивление стружкообразованию, тем больше осевая сила и крутящий момент от сил сопротивления резанию. Но, если подача влияет на параметры P_o и $M_{кр}$ примерно одинаково, то диаметр сверла влияет на крутящий момент больше, чем на осевую силу. Последнее объясняется тем, что при увеличении диаметра увеличивается и плечо, на котором действуют касательные силы. Различное влияние диаметра сверла и подачи учитывается показателями степени в формулах для подсчета осевой силы P_o и момента $M_{кр}$.

Геометрические параметры сверла оказывают существенное влияние на P_o и $M_{кр}$.

Так, с возрастанием угла наклона винтовой канавки ω (рис. 4.31 а) увеличивается передний угол γ , а, значит, облегчается процесс стружкообразования и уменьшаются P_o и $M_{кр}$.

Угол 2φ влияет на P_o и $M_{кр}$ аналогично углу в плане токарного резца, изменяя соотношение между шириной и толщиной срезаемого слоя.

С увеличением φ $M_{кр}$ уменьшается, а P_o возрастает (рис. 4.31 б).

Длина поперечной кромки K оказывает большее влияние на P_o , чем на $M_{кр}$ (рис. 4.31 в). Для уменьшения P_o выполняют специальные подточки перемычки.

Обрабатываемый материал. Чем выше предел прочности R_m или твердость HB обрабатываемого материала, тем больше осевая сила и крутящий момент при сверлении.

Эти зависимости могут быть выражены следующими уравнениями:

– при обработке стали сверлами из быстрорежущей стали:

$$P_o = C_1 R_m^{0,75}; \quad M_{кр} = C_2 R_m^{0,75}; \quad (4.67)$$

– при обработке серых чугунов сверлами, оснащенными твердым сплавом:

$$P_o = C_3 HB^{0,6}; \quad M_{кр} = C_4 HB^{0,6}. \quad (4.68)$$

Смазывающе-охлаждающие жидкости. Применение при сверлении смазывающе-охлаждающих жидкостей, как правило, рекомендуется и вызывает по сравнению с обработкой всухую уменьшение осевой силы и крутящего момента на 10–30% при обработке сталей, на 10–18% при обработке чугунов и на 30–40% при обработке алюминиевых сплавов.

Глубина сверления. С увеличением глубины сверления условия резания ухудшаются. Отвод стружки и подвод свежей охлаждающей жидкости затрудняются, тепловыделение увеличивается. Все это приводит как к снижению стойкости сверла, так и к повышению осевой силы и крутящего момента.

Износ сверла. С увеличением износа сверла по задней поверхности сила P_o и момент $M_{кр}$ увеличиваются; затупленное сверло по сравнению с острым повышает эти параметры на 10–16%.

Для расчета осевой силы, H , и момента при сверлении, Hm , используют эмпирические формулы:

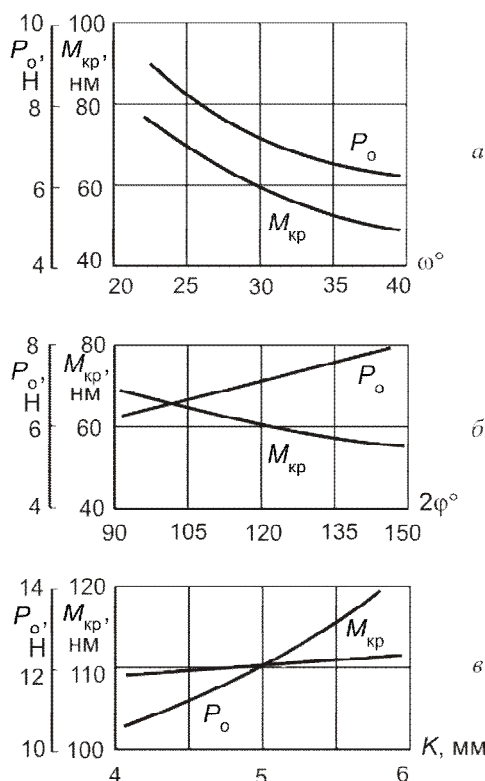


Рисунок 4.31 – Зависимость P_o и $M_{кр}$ при сверлении от угла наклона винтовой канавки ω (а), угла при вершине 2φ (б) и длины поперечной кромки (в) [33]

$$P_o = 9,8 C_p D^{z_p} S^{y_p} K_p ;$$

$$M_{рез} = 9,8 C_m D^{z_m} S^{y_m} K_m ,$$
(4.69)

где C_p и C_m – коэффициенты, характеризующие материал и условия его обработки; D – диаметр сверла, мм; S – подача, мм/об; z_p ; y_p ; z_m ; y_m – показатели степеней; K_p ; K_m – общие поправочные коэффициенты на изменение условий обработки.

В табл. 4.4 приводятся значения C_p , C_m , z_p , y_p , z_m , y_m для сверл с нормальной заточкой режущей части при обработке различных металлов с заданными R_m , HB, с охлаждением (в случае обработки стали) и всухую (в случае обработки серого чугуна).

Таблица 4.4 – Коэффициенты и показатели степени в формулах для расчета осевой силы и момента от сил сопротивления резанию при сверлении

Материал заготовки	Материал инструмента	C_p	C_m	y_p	y_m	z_p	z_m
Сталь конструкционная углеродистая, HB 215 $R_m = 750$ МПа,	P6M5	68	0,0345	0,7	0,8	1,0	2,0
Чугун серый HB 190	BK8	42	0,012	0,75	0,8	1,2	2,2

При других условиях обработки необходимо вводить поправочные коэффициенты K_p и K_m , которыми, как правило, учитывается только прочность или твердость обрабатываемого материала.

Фрезерование. При фрезеровании цилиндрической фрезой сила, с которой винтовой зуб фрезы действует на срезаемый слой при встречном и попутном фрезеровании, раскладывается на три составляющие P_z , P_x и P_y , направленные по касательной к окружности фрезы – P_z , по нормали к плоскости резания – P_x и вдоль оси фрезы – P_y (рис. 4.32).

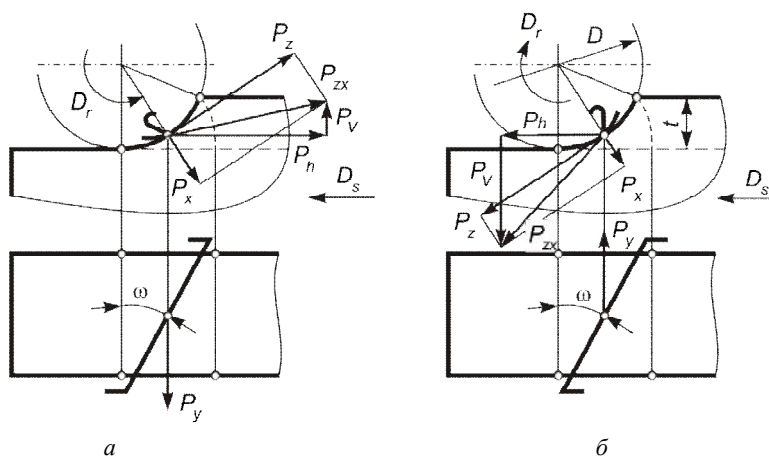


Рисунок 4.32 – Силы на зубе цилиндрической фрезы при встречном (а) и попутном (б) фрезеровании

Окружная сила P_z (главная составляющая силы резания) создает крутящий момент, преодолевающий момент сопротивления резанию; по ней же рассчитывают эффективную мощность. Реакция силы P_z скручивает и изгибает оправку, на которую насажена фреза.

Нормальная (радиальная) сила P_x нагружает подшипники шпинделя станка и изгибает оправку. Следовательно, оправка фрезы работает на изгиб от двух сил: P_z и P_x или от их равнодействующей P_{zx} . Кроме изгиба оправка испытывает и деформации кручения от момента сопротивления резанию, а потому полный расчет оправки производится на сложное напряженное состояние.

Осевая сила P_y сдвигает заготовку вдоль оси фрезы, а ее реакция стремится сдвинуть фрезу вдоль оправки. В зависимости от направления винтовой канавки фрезы осевая сила P_y или сдвигает фрезу от шпинделя, или прижимает ее к шпинделю (последнее более благоприятно). Сила P_y действует также на крепежные приспособления, ходовой винт поперечной подачи станка и его направляющие. Для ликвидации осевой силы применяют набор фрез с противоположным направлением зубьев (рис. 4.33).

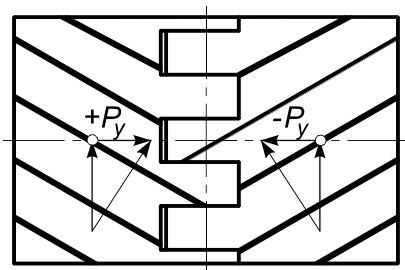


Рисунок 4.33 – Набор фрез с различным направлением винтовой канавки (шеvronная фреза)

Соотношение между P_z , P_x и P_y зависит от геометрических параметров фрезы и режима резания. Отношение P_x/P_z возрастает при уменьшении толщины срезаемого слоя и уменьшается с увеличением угла ω (рис. 4.34). Для фрез с углами $\omega = 25 \dots 35^\circ$ и при применяемых подачах на зуб среднее соотношение между силами равно: $P_x = (0,4 \dots 0,6) P_z$. Отношение P_y/P_z в основном определяется углом наклона винтовой канавки, возрастая при увеличении последнего.

Разложим равнодействующую силу P_{zx} на горизонтальную P_h (силу сопротивления подаче) и вертикальную P_v составляющие (см. рис. 4.32).

Горизонтальная сила P_h при встречном фрезеровании направлена против движения подачи, а при попутном – их направления совпадают. Эта сила при встречном фрезеровании нагружает механизм подачи фрезерного станка. По ней рассчитывают на прочность детали и узлы этого механизма. Сила P_h стремится также сдвинуть заготовку в горизонтальном направлении, поэтому по ней рассчитывают зажимные устройства, удерживающие обрабатываемую заготовку в приспособлении. При попутном фрезеровании сила P_h помогает продвижению стола фрезерного станка. Однако при этом в механизме подачи станка необходимо иметь устройство для ликвидации люфтов между винтом и маточной гайкой. При отсутствии такого устройства в момент врезания фрезы возможно захватывание стола с заготовкой и резкий сдвиг на величину зазора между винтом и гайкой, что приведет к резкому увеличе-

нию (в несколько раз) подачи S_z . Как правило, следствием этого будет поломка зубьев фрезы из-за их перегрузки.

Средние соотношения между силами при наиболее частых отношениях t/D таковы: при встречном фрезеровании $P_h = (1,1 \dots 1,2) P_z$; при попутном фрезеровании $P_h = (0,8 \dots 0,9) P_z$.

Вертикальная сила P_v при встречном фрезеровании является силой отрыва заготовки от стола, а стола – от направляющих станины. При попутном фрезеровании, наоборот, сила P_v будет прижимать заготовку к столу, а стол – к направляющим станины.

При используемых отношениях t/D средние соотношения между силами P_v и P_z таковы: при встречном фрезеровании $P_v = (0,1 \dots 0,25) P_z$; при попутном фрезеровании $P_v = (0,7 \dots 0,9) P_z$. То есть, сила P_v при попутном фрезеровании намного больше, чем при встречном. При концевом фрезеровании маложестких деталей (например, лопатки моноколес газотурбинных авиационных двигателей) вертикальная сила P_v является силой, отклоняющей деталь от положения равновесия. Время воздействия и величина этой силы определяет особенности возникновения вибраций при ее обработке и мероприятия по их устранению [35].

Формулы для подсчета средней окружной силы P_z приведены в справочниках режимов резания. Например, для цилиндрических фрез из быстрорежущей стали при обработке конструкционной стали НВ 215 ($R_m = 750$ МПа):

$$P_z = \frac{682 t^{0,6} S_z^{0,72} B z}{D^{0,86}}. \quad (4.70)$$

Анализ эмпирической формулы (4.70) позволяет сделать следующие выводы.

1. Сила резания P_z прямо пропорциональна ширине фрезерования B и числу зубьев фрезы z .
2. Влияние подачи на силу резания, как и при точении, характеризуется показателем степени, близким к 0,75.
3. В отличие от точения показатель степени при t меньше 1. Это объясняется тем, что глубины резания при фрезеровании и точении являются, в сущности, разными параметрами. Если при точении t характеризует ширину срезаемого слоя, то при фрезеровании она определяет длину дуги контакта, а также среднюю толщину срезаемого слоя. Поэтому с увеличением t уменьшается удельная сила резания.

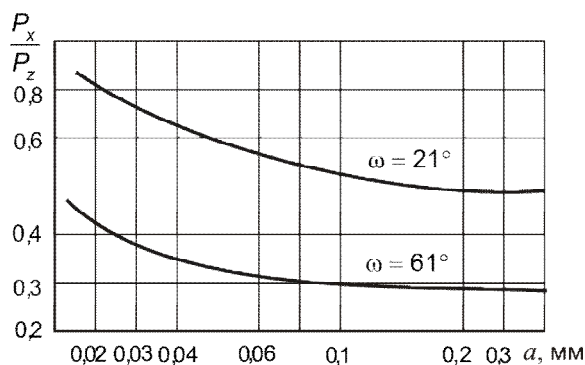


Рисунок 4.34 – Влияние толщины срезаемого слоя a и угла наклона винтовой канавки на отношение P_x/P_z при фрезеровании [30]: сталь; $R_m = 600$ МПа, $\gamma = 10^\circ$

4. С увеличением диаметра фрезы D сила резания становится меньше, так как при этом уменьшается количество одновременно работающих зубьев при постоянных z , t и V . Действительно, с увеличением D полный угол контакта уменьшается (см. формулу (1.29)), а угол между зубьями $360^\circ/z$ остается постоянным, а, значит, уменьшается и число одновременно работающих зубьев. Следовательно, и суммарная площадь поперечного сечения срезаемого слоя (см. формулу (1.32)) и сила резания уменьшаются.

Средние значения сил P_z , P_x и P_y при встречном и попутном фрезеровании практически одинаковы. Поэтому средний крутящий момент и среднюю эффективную мощность считают независимыми от направления движения подачи.

Так как при продвижении зуба фрезы по поверхности резания мгновенная площадь сечения срезаемого слоя изменяется, то изменяются и все составляющие силы резания, а также крутящий момент и эффективная мощность. Поэтому при расчете режима резания оперируют со средним крутящим моментом, Нм, и эффективной мощностью, кВт, определяемыми по средней окружной силе – P_z :

$$M_{\text{ср}} = \frac{P_z D}{2000} \text{ и } N_{\text{рез}} = \frac{P_z V}{1000 \cdot 60}. \quad (4.71)$$

В справочниках приведены эмпирические формулы для расчета мощности. Например, $N_{\text{рез}}$, кВт, для цилиндрических, концевых, дисковых, прорезных фрез из быстрорежущей стали Р6М5 (при $\gamma = 10^\circ$, с охлаждением) при обработке стали с $R_m = 750$ МПа (НВ 215):

$$N_{\text{рез}} = 3,510^{-5} D^{0,14} t^{0,86} s_z^{0,72} B n z. \quad (4.72)$$

Мощность, затрачиваемая на движение подачи, не превышает 15% мощности, затрачиваемой на резание. С учетом этого полная расчетная (необходимая) мощность электродвигателя станка

$$N_{\text{э.д}} = \frac{1,15 N_{\text{рез}}}{\eta k_{\text{п}}},$$

где η – к.п.д. коробки скоростей станка; $k_{\text{п}} = 1,3 \dots 1,5$ – коэффициент кратковременной допускаемой перегрузки.

Условие равномерного фрезерования. Недостатком фрезерования является переменность во время работы фрезы окружной силы и крутящего момента. Основной причиной силовой неравномерности является переменность суммарной площади сечения срезаемого слоя, определяемая из формулы (1.32):

$$F_{\Sigma} = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} \sum_{i=1}^m (\cos \theta_{1i} - \cos \theta_{2i}),$$

где m – число зубьев, одновременно находящихся в контакте с заготовкой.

Для того чтобы мгновенная окружная сила была постоянной, необходимо иметь $F_{\Sigma} = \text{const}$. Рассмотрим случай, когда одновременно снимают стружку три зуба фрезы (рис. 4.35).

Для упрощения верхняя граница площади срезаемого слоя принимается в виде прямой. Тогда положение крайних точек режущей кромки первого зуба определяется углами контакта $\theta_{1I} = 0$ и θ_{2I} , второго зуба – θ_{1II} и θ_{2II} , и третьего – θ_{1III} и $\theta_{2III} = \theta_m$. Подставляя эти значения в формулу для F_{Σ} , получаем:

$$F_{\Sigma} = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} (1 - \cos \theta_{2I} + \cos \theta_{1III} - \cos \theta_{2II} + \cos \theta_{1III} - \cos \theta_m).$$

Это выражение будет постоянным, если будет константой сумма в скобках. Анализ показывает, что это возможно, когда $\theta_{2I} = \theta_{1II}$ и $\theta_{2II} = \theta_{1III}$, т.е. когда угол начала контакта каждого последующего зуба будет совпадать с углом конца контакта предыдущего. Тогда после сокращений будем иметь:

$$F_{\Sigma} = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} (1 - \cos \theta_m) = \frac{S_z D}{2 \sin \omega} \frac{2t}{D} = \frac{S_z t}{\sin \omega}. \quad (4.73)$$

Полученная формула показывает, что суммарная площадь срезаемого слоя не зависит от угла поворота фрезы и является величиной постоянной. Значит и силы резания при этом должны быть постоянными.

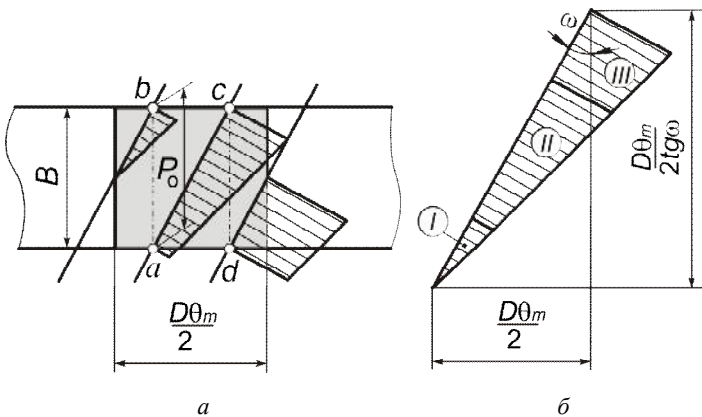


Рисунок 4.35 – Условие равномерного фрезерования

Как следует из рис. 4.35 а, для выполнения условия равномерного фрезерования точки начала и конца контакта соседних зубьев должны находиться на одной линии. Тогда условие равномерного фрезерования можно выразить формулой:

$$B = P_0,$$

где B – ширина фрезерования; P_0 – осевой шаг зубьев фрезы.

Нетрудно показать, что равномерным будет и фрезерование, когда на ширине B укладывается несколько осевых шагов P_0 . Другими словами, при равномерном фрезеровании ширина фрезеруемого изделия B должна быть кратна осевому шагу P_0 :

$$B = c P_o, \quad (4.74)$$

где c – целое число 1, 2, 3,

Так как для точек различных зубьев фрезы, имеющих одинаковое значение углов θ , толщины срезов одинаковы, то суммарная площадь срезаемого слоя при $c=1$ выражается треугольником, где для начальной точки $\theta_{I_i} = 0$, $a = 0$, а для конечной точки $\theta_{2_{III}} = \theta_m$, $a = s_z \sin \theta_m$ (см. рис. 4.35 б).

Так как ширина фрезерования всегда задана размерами заготовки, то условие равномерного фрезерования можно обеспечить соответствующим подбором диаметра фрезы, числа зубьев или (чаще всего) угла наклона винтовой канавки. Определим осевой шаг через параметры фрезы

$$P_o = \frac{\pi D}{z \operatorname{tg} \omega}.$$

После подстановки в формулу (4.74) будем иметь:

$$\frac{Bz \operatorname{tg} \omega}{\pi D} = c,$$

откуда угол наклона канавки определяется как $\operatorname{tg} \omega = \frac{\pi D c}{Bz}$.

Рекомендуется параметр c подбирать таким, чтобы угол наклона не превышал 45° . Практически окружная сила все равно будет немного колебаться из-за неравномерности окружного шага, биения зубьев фрезы, условий выхода зуба из резания, но эти колебания будут минимальными.

При фрезеровании торцевой фрезой система сил, с которыми зуб фрезы действует на срезаемый слой, показана на рис. 4.36.

Рассмотрим случай полного фрезерования, когда ширина фрезерования B равна диаметру фрезы, а максимальный угол контакта $\theta_m = 180^\circ$. Если у торцевой фрезы угол $\omega=0$, то сила резания на зубе фрезы может быть разложена на окружную силу P_z и радиальную силу $-P_x$. При $\varphi = 90^\circ$ осевая составляющая P_y незначительна. Она будет увеличиваться с уменьшением угла в плане φ и увеличением угла ω .

Равнодействующую P_{zx} можно разложить на горизонтальную силу P_h (по направлению подачи) и ей перпендикулярную вертикальную силу P_v (название сил P_v и P_h в этом случае условно и принято только для сохранения единства терминологии). Из рис. 4.36 видно, что одна половина работающих зубьев фрезы режет в условиях встречного фрезерования, а вторая – в условиях попутного. При этом по мере движения зуба фрезы по поверхности резания силы P_v и P_h меняют не только свою величину, но и направление.

Мгновенная окружная сила на одном зубе фрезы равна удельной силе резания, умноженной на площадь сечения срезаемого слоя: $P_z = pat$.

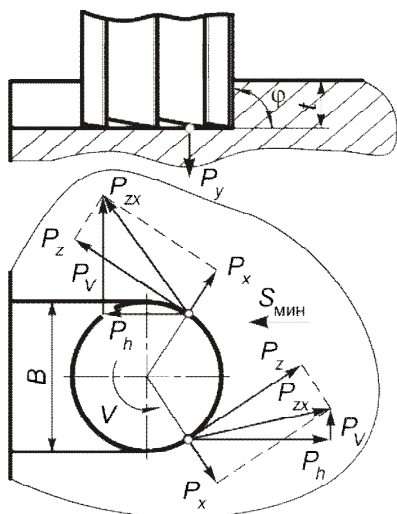


Рисунок 4.36 – Силы резания на зубе торцевой фрезы

Торцовое фрезерование, в отличие от фрезерования цилиндрическими фрезами, является случаем несвободного резания, так как помимо главных лезвий в работе участвуют вспомогательные торцовые лезвия.

Как показал А.М. Розенберг [30], удельная сила резания, МПа, в этом случае зависит не только от мгновенной толщины срезаемого слоя, но и от глубины резания, и выражается зависимостью

$$p = \frac{C_p}{a^k t^\mu} \quad (4.75)$$

Величины C_p , k и μ зависят главным образом от обрабатываемого материала и его механических свойств. Средние значения C_p , k и μ для фрез с $\gamma = 10^\circ$ приведены в табл. 4.5.

Таблица 4.5 – Средние значения C_p , k и μ для фрез с $\gamma = 10^\circ$

Материал	C_p	k	μ
Сталь 20, 35	1920	0,24	0,07
Сталь 40, 50	1950	0,20	0,06
Чугун НВ 95	700	0,27	0,05
Чугун НВ 150	930	0,32	0,09
Чугун НВ 195	1100	0,25	0,08

При определении сил P_v и P_h можно воспользоваться следующими соотношениями:

- при симметричном торцовом фрезеровании:

$$\begin{aligned} P_h &= (0,3 \dots 0,4) P_z; \\ P_v &= (0,85 \dots 0,95) P_z; \end{aligned} \quad (4.76)$$

- при несимметричном встречном торцовом фрезеровании:

$$\begin{aligned} P_h &= (0,6 \dots 0,9) P_z; \\ P_v &= (0,45 \dots 0,70) P_z; \end{aligned} \quad (4.77)$$

- при несимметричном попутном торцовом фрезеровании:

$$\begin{aligned} P_h &= (0,15 \dots 0,30) P_z; \\ P_v &= (0,9 \dots 1,0) P_z. \end{aligned} \quad (4.78)$$

Значительное влияние на силу P_z оказывает передний угол γ зубьев фрезы и угол в плане ϕ . Чем больше угол γ , тем меньше P_z . Опытным путем установлено, что увеличение переднего угла γ на 1° уменьшает силу P_z на 1,5%. Если принять для торцовых фрез при $\gamma = 10^\circ$ $P_z = 1,0$, то при $\gamma = -10^\circ$; 0 и 20° соответственно, $P_z = 1,26$; $1,12$ и $0,87$.

Влияние угла в плане φ на P_z при торцовом фрезеровании более сложное, чем влияние угла γ . Сила P_z растет при больших и при малых значениях угла φ . Так, если принять при $\varphi = 60^\circ$ $P_z = 1,0$, то при $\varphi = 45; 90$ и 30° соответственно, $P_z = 1,06; 1,14$ и $1,15$. Объясняется это тем, что при различных углах φ изменяются толщина и ширина среза, направление схода стружки и другие условия резания, в результате суммарного действия которых наблюдается указанное изменение силы P_z .

Мощность, кВт, затрачиваемая на резание, при торцовом фрезеровании углеродистой стали с $R_m = 750$ МПа фрезами с твердосплавными пластинками при $\gamma = -10^\circ$ и $\varphi = 60^\circ$

$$N_{\text{рез}} = 42,4 \cdot 10^{-5} t_s^{0,75} B^{1,1} n^{0,8} \frac{z}{D^{0,3}}. \quad (4.79)$$

Зная $N_{\text{рез}}$, можно определить необходимую мощность электродвигателя $N_{\text{эд}}$ и среднюю окружную силу P_z .

В отличие от фрезерования цилиндрическими фрезами, осуществить равномерное торцевое фрезерование невозможно. При любых условиях суммарная окружная сила и крутящий момент во время работы фрезы будут переменными. Однако можно подобрать такие условия, при которых неравномерность фрезерования будет наименьшей.

Неравномерность фрезерования оценивают коэффициентом неравномерности ξ , являющимся отношением мгновенной суммарной окружной силы к средней суммарной окружной силе $\xi = \frac{P_{z\Sigma i}}{P_{z\Sigma}}$. Экспериментально установлено, что коэффициент неравномерности является

функцией отношения B/D и числа зубьев фрезы, уменьшаясь при их увеличении.

На рис. 4.37 представлено поведение коэффициента ξ при изменении числа зубьев фрезы и отношения B/D .

При разных отношениях B/D график имеет зубчатый вид со скачкообразным возрастанием или уменьшением коэффициента неравномерности. С увеличением числа зубьев фрезы число скачков увеличивается, но абсолютные значения коэффициента ξ уменьшаются. Скачкообразный характер изменения коэффициента неравномерности связан со следующими обстоятельствами.

- С ростом ширины фрезерования коэффициент неравномерности уменьшается до тех пор, пока в работу не войдет новая пара зубьев фрезы. В этот момент коэффициент неравномерности резко возрастает. Скачки коэффициента ξ происходят при значениях B/D , удовлетворяющих условию:

$$\frac{B}{D} = \sin \left(\frac{m}{2} \cdot \frac{360^\circ}{z} \right), \quad (4.80)$$

где m – количество зубьев в зоне резания.

- Число скачков коэффициента неравномерности для постоянного числа зубьев фрезы равно $\left(\frac{z}{2}-1\right)$ при четном числе зубьев и $\left(\frac{z-1}{2}\right)$ – при нечетном числе.

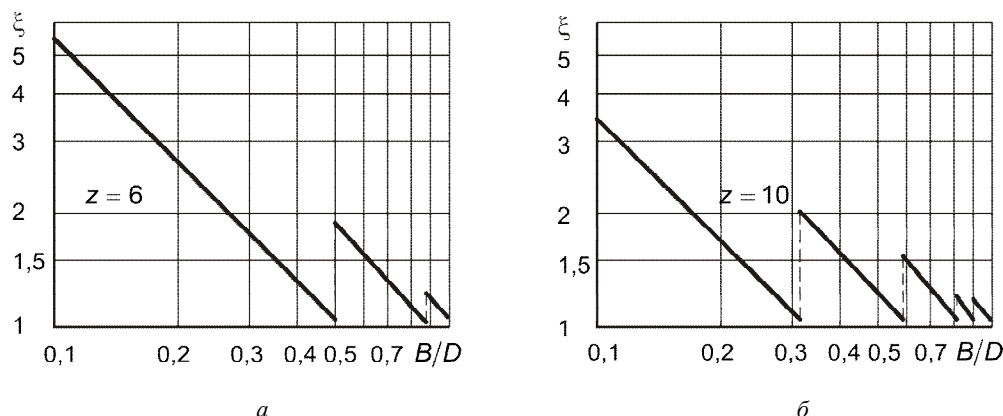


Рисунок 4.37 – Влияние отношения B/D на коэффициент неравномерности при лобовом торцовом фрезеровании (по данным А.М. Розенберга): $a - z = 6$; $b - z = 10$

Таким образом, используя графики изменения коэффициента неравномерности, можно улучшить условия фрезерования, уменьшая неравномерность силовой нагрузки.

4.2. Колебания при резании (динамика резания)

Чтобы получить высокую точность и качество обработанной поверхности и не снизить стойкость инструмента, нельзя допускать возникновения чрезмерных колебаний системы станок–инструмент–заготовка, т.е. процесс резания должен быть виброустойчивым.

В настоящее время можно считать установленным, что при резании материалов наблюдаются два вида колебаний: вынужденные и самовозбуждающиеся (автоколебания).

4.2.1. Вынужденные колебания

Вынужденные колебания, возникающие из-за действующей во время работы периодической возмущающей силы, могут появиться:

- при прерывистом характере процесса резания в результате периодического изменения силы резания, что может быть вызвано как спецификой работы инструмента (фрезерование, долбление), так и прерывистостью обрабатываемой поверхности;
- при дисбалансе вращающихся частей станка, заготовки и инструмента; причиной появления колебаний в этом случае является изменение направления действия центробежной силы;

- при наличии дефектов в передачах станка; износ и погрешности формы зубьев колес, пульсации рабочей жидкости в гидросистеме и т.п. вызывают возникновение периодически действующих сил, приводящих к колебаниям шпинделя или других частей;
- когда внешнее воздействие на систему происходит не непосредственно, а через изменение параметров системы, например, обтачивание заготовки некруглого сечения, когда происходит непрерывное и периодическое изменение ее жесткости и деформации;
- при передаче станку колебаний от других станков или машин, работающих поблизости.

Эти колебания становятся опасными, когда частота возмущающей силы близка к частоте собственных колебаний системы СПИЗ, что может вызвать резонанс.

Причины появления вынужденных колебаний ясны и поэтому сравнительно легко устранимы – устранением их источника – периодически действующую силу.

Таким образом, доведение станка до необходимых норм жесткости, выравнивание неравномерности припуска, уменьшение неравномерности процесса резания и т.д. позволяют значительно уменьшить или полностью устранить вынужденные колебания.

Значительно сложнее природа самовозбуждающихся колебаний, которые могут возникнуть при отсутствии видимых внешних причин.

4.2.2. Автоколебания при резании

К самовозбуждающимся или автоколебаниям относятся такие, у которых переменная сила, их поддерживающая, создается и управляется самими колебаниями. В процессе резания такие колебания, единожды возникнув, могут поддерживаться неопределенно долго. Поэтому одной из задач исследования автоколебаний при резании является определение природы источника энергии, поддерживающего автоколебания.

В настоящее время считается общепринятым, что возбуждение автоколебаний возникает за счет координатной связи вертикальных и горизонтальных перемещений вершины резца относительно обрабатываемой заготовки ([21], [22] и др.).

Все элементы технологической системы СПИЗ отличаются своими упругими свойствами. Различают две доминирующие колебательные системы (рис. 4.38): система «заготовка–опоры», совершающая низкочастотные колебания ($f = 50–300$ Гц), и система «инструмент–опоры», совершающая высокочастотные колебания ($f = 800–3000$ Гц). Зона резания является замыкающим звеном в этих колебательных системах.

Согласно теории координатной связи, вследствие колебаний резца толщина срезаемого слоя непрерывно изменяется от a_{\min} до a_{\max} . Причем на первой стадии движения резца от A до B резец движется навстречу силе резания R и система дополнительно потребляет часть энергии E_1 . На второй стадии движения от B к A направление движения резца совпадает с направлением силы резания. К системе добавляется энергия E_2 . Так как толщина срезаемого слоя на втором участке больше, то $E_2 > E_1$ и система получает избышек энергии, что идет на поддержание автоколебаний.

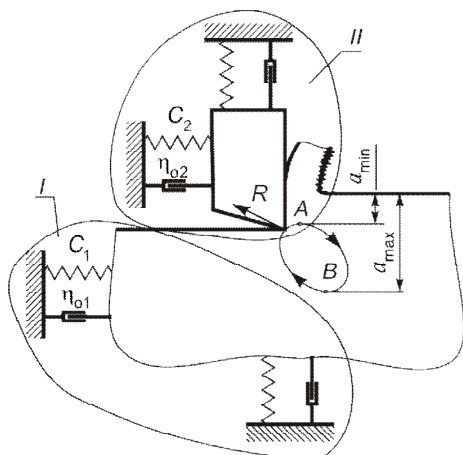


Рисунок 4.38 – Траектория относительного перемещения вершины реза при автоколебаниях:

I – система «заготовка–опоры». II – система «инструмент–опоры»; η_{01} , η_{02} – обобщенные коэффициенты демпфирования первой и второй упругих систем; C_1 , C_2 – жесткость первой и второй демпфирующих колебательных систем

Одной из теорий относительно источника энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов является запаздывание изменения силы резания при изменении толщины срезаемого слоя [20, 23, 24 и др.]. Объясняется это следующим. В результате равновесия внешних и внутренних сил, приложенных к стружке (см. рис. 4.1), постоянной толщине срезаемого слоя соответствует определенная и постоянная сила резания. Сила, действующая со стороны передней поверхности, есть следствие напряжений на участках внутреннего и внешнего трения. Так как при изменении толщины срезаемого слоя формирование заторможенной зоны на передней поверхности и установление соответствующей длины контакта происходят не мгновенно, то для восстановления равновесия стружки требуется некоторое время.

Как только колебательная система будет случайно выведена из равновесия, мгновенная толщина срезаемого слоя начнет периодически изменяться, в результате чего восстановление равновесного состояния заторможенной зоны и длины контакта не поспевает за изменением толщины срезаемого слоя. Поскольку изменение длины контакта однозначно связано с изменением силы резания R_1 (см. рис. 4.1), и при врезании инструмента в заготовку толщина срезаемого слоя возрастает, а при отталкивании – уменьшается, то в результате запаздывания сила R_1 при врезании получается меньше, чем при отталкивании.

Описанный механизм получил экспериментальное подтверждение. На осциллограммах рис. 4.39 показано, что колебания силы резания и толщины срезаемого слоя имеют сдвиг по фазе на время – τ .

Величину τ называют **фазовой характеристикой силы резания**. Частота колебаний толщины срезаемого слоя всегда совпадает с частотой изменения силы $P_y(t)$, но всегда наблюдается сдвиг по фазе этих колебаний на значение от $1/24$ до $1/4$ периода колебаний T_k .

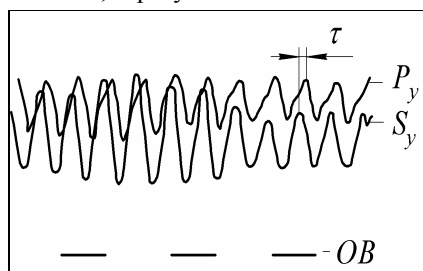


Рисунок 4.39 – Осциллограммы колебания толщины срезаемого слоя и радиальной составляющей силы резания [20]:

τ – отставание (сдвиг по фазе); P_y – изменение радиальной силы; S_y – относительное перемещение инструмента и изделия в радиальном направлении по оси действия силы P_y ; OB – отметчик времени

Результаты математического моделирования автоколебаний при резании [20] показывают (рис. 4.40), что максимальная амплитуда автоколебаний наблюдается при значении фазовой характеристики силы резания, равной $T_k/4$.

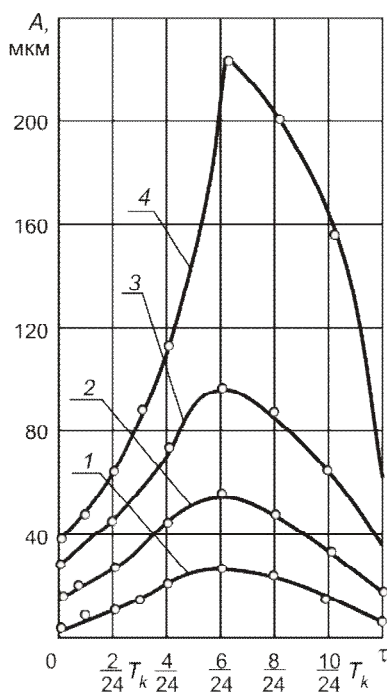


Рисунок 4.40 – Зависимость амплитуды автоколебаний системы заготовки от фазовой характеристики силы резания (при непрерывном изменении τ в процессе расчета) при точении:
1 – стали 08X15H5Д2Т; 2 – стали 12Х18Н9Т;
3 – стали 45; 4 – титанового сплава BT9

Из графиков, приведенных на рис. 4.41, видно, что влияние скорости резания на τ носит экстремальный характер, что отображается на зависимости амплитуды автоколебаний от скорости резания (рис. 4.44). Меньшие значения τ характерны для малопластичных материалов (BT9).

Увеличение толщины срезаемого слоя в пять раз (с 0,15 до 0,75 мм) приводит к увеличению τ в 2,5...3 раза. Увеличение переднего угла приводит к заметному снижению τ .

Интересно отметить, что приведенные выше кривые принципиально характеризуют влияние этих же параметров на длину контакта по передней поверхности (4.20). Таким образом, чем больше длина контакта, тем больше фазовая характеристика силы резания – τ .

В исследованиях Н.А. Дроздова [26] показано, что первичные колебания, возникающие из-за переменности сил, в дальнейшем усиливаются из-за появления волнистости на поверхности резания, вызванной перемещениями инструмента и сдвигом фаз между волнами при следующем обороте заготовки (рис. 4.42). Таким образом, при следующем обороте срезается слой переменной толщины. Это явление было названо «резание по предыдущему вибрационному следу». Резание «по следу» вызывает вторичное усиление автоколебаний. Но так как самовозбуждение и сопротивление

упругой системы зависят от амплитуды колебаний, то в силу их нелинейности колебания возрастают не беспредельно, а достигают какой-то установившейся величины с большей или меньшей амплитудой. При ней наступает равновесие между энергией, поддерживающей колебание, и сопротивлением системы, рассеивающей энергию.

Вследствие того, что при работе на станках все реальные процессы резания сопровождаются колебаниями и идут по вибрационному следу, то **установившиеся автоколебания** наступают после 5...10 оборотов для однолезвийных инструментов или после прохода 8...20 зубьев для многолезвийных инструментов.

На автоколебания в некоторой степени может влиять и собственная неустойчивость процесса резания: периодические срывы нароста, образование и скалывание элементов стружки (см. рис. 3.42, 3.43), схватывание и налипание обрабатываемого материала на задних поверхностях инструмента и другие явления, сопровождающие процесс резания. Однако частота всех этих явлений существенно отличается от частоты автоколебаний, которая всегда

близка к собственной частоте доминирующей колебательной системы. Поэтому указанные физические явления не могут служить причинами возбуждения и поддержания автоколебаний.

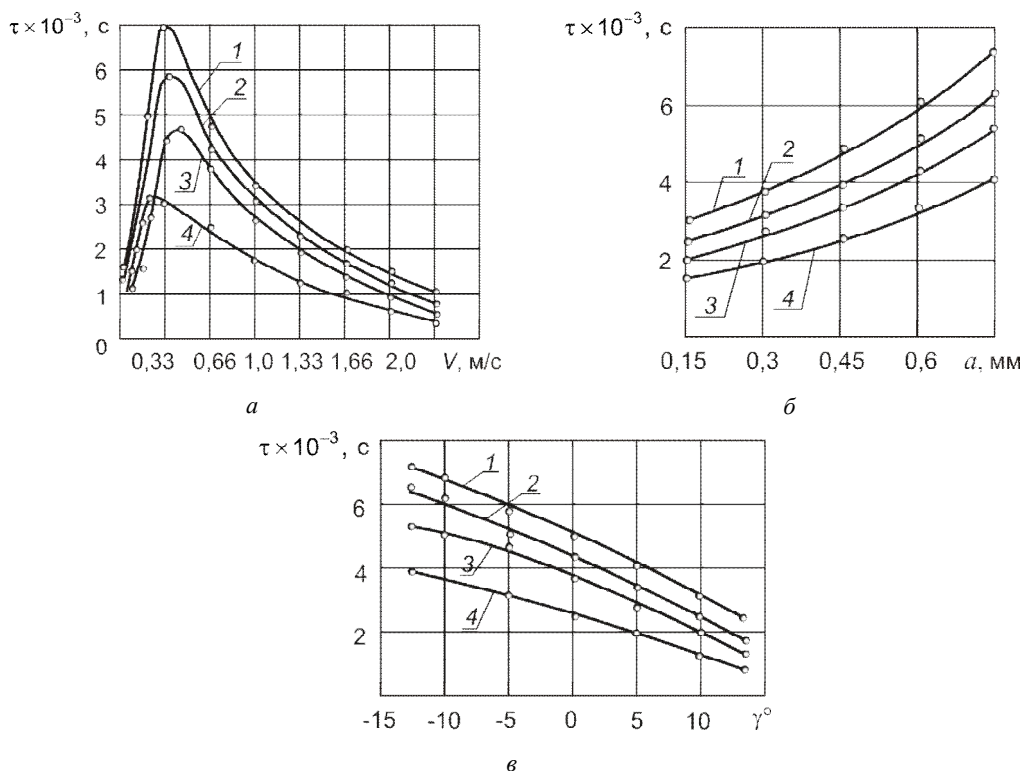


Рисунок 4.41 – Зависимость фазовой характеристики силы резания τ [20]: а – от скорости резания; б – от толщины срезаемого слоя; в – от переднего угла (1 – 08X15H5D2T; 2 – 12X18H9T; 3 – сталь 45; 4 – ВТ9)

На сегодня общепризнанной является следующая физическая модель возникновения и развития установившейся формы автоколебаний при резании лезвийным инструментом [20]:

1) любой случайный толчок выводит из равновесия упругую систему СПИЗ и приводит к колебанию толщины срезаемого слоя;

2) отставание изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя переводит возникшие собственные затухающие колебания в незатухающие автоколебания, где поддерживающую их энергию создает изменяющаяся синхронно, но сдвинутая по фазе сила резания;

3) возникающие на поверхности резания вибрационные следы, начиная со второго оборота заготовки при точении или с работы второго зуба многолезвийного инструмента, будут при каждом колебании передавать в систему дополнительную энергию;

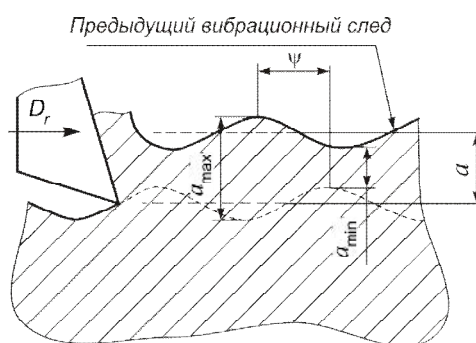


Рисунок 4.42 – Резание по предыдущему вибрационному следу [26]

4) через определенный промежуток времени наступает равновесие между энергией возбуждения, поступающей в систему, и энергией, рассеиваемой при колебаниях, т.е. устанавливается определенный уровень автоколебаний.

Установившийся уровень автоколебаний не остается постоянным. Как правило, автоколебания происходят с периодически изменяющейся амплитудой и имеют форму биений.

Следует отметить, что теоретические методы расчета амплитуд автоколебаний являются довольно сложными и дают значительные погрешности при экспериментальных проверках. Поэтому для решения вопросов устойчивости процесса резания чаще всего используют экспериментальные методы и приборы, применяемые для современной вибродиагностики.

4.2.3. Влияние условий резания на интенсивность автоколебаний

Основными характеристиками автоколебаний являются их частота f и амплитуда A . Установлено [25], что *частота автоколебаний практически не зависит от режимов резания и геометрии инструмента*. Она определяется жесткостью, демпфирующей способностью и массами элементов колебательной системы СПИЗ, возрастая при увеличении жесткости, уменьшении массы и демпфирующей способности, т.е. определяется частотой собственных (свободных) колебаний доминирующей системы СПИЗ.

Амплитуда автоколебаний зависит как от жесткости, демпфирующей способности и массы колебательной системы, так и от геометрических параметров инструмента, режимов резания и физико-механических свойств обрабатываемых материалов.

Постоянство частоты и переменность амплитуды колебаний при изменении условий резания свидетельствует об автоколебательной природе вибраций (в отличие от вынужденных колебаний, где их частота определяется частотой вынуждающей силы).

Увеличение толщины срезаемого слоя (подачи) уменьшает амплитуду колебаний (рис. 4.43), а ширины срезаемого слоя (глубины резания) – увеличивает ее. Скорость резания на амплитуду колебаний влияет немонотонно (рис. 4.44).

Вначале при увеличении скорости резания амплитуда возрастает, а после достижения определенного значения скорости начинает уменьшаться. Скорость резания, соответствующая максимальной амплитуде, и ширина зоны скоростей, при которых вибрации существуют, определяются видом материала обрабатываемой заготовки и условиями работы.

Очень сильное влияние на интенсивность вибраций оказывает передний угол, при уменьшении которого и переходе в область отрицательных значений амплитуда резко возрастает (см. рис. 4.44). Чем меньше передний угол, тем больше зона скоростей резания, при которых возникают вибрации.

С увеличением главного угла в плане амплитуда колебаний уменьшается (рис. 4.45), что связано с уменьшением ширины срезаемого слоя и увеличением его толщины. Задний угол, если он больше $8-10^\circ$, на интенсивность вибраций существенного влияния не оказывает. Уменьшение заднего угла до значений, меньших 3° , уменьшает амплитуду колебаний.

Увеличение радиуса вершины резца (переходной режущей кромки) благодаря изменению соотношений b/a приводит к увеличению амплитуды колебаний.

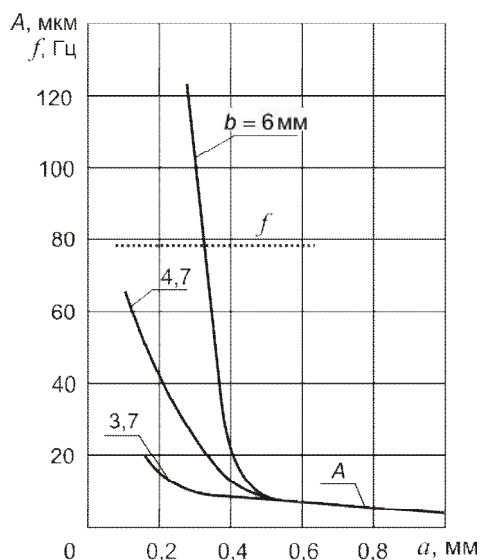


Рисунок 4.43 – Влияние толщины a и ширины b срезаемого слоя на частоту и амплитуду колебаний при точении [25]:
сталь 40X; $\phi = 30^\circ$; $\gamma = 8^\circ$; $t = 2$ мм; $V = 45$ м/мин

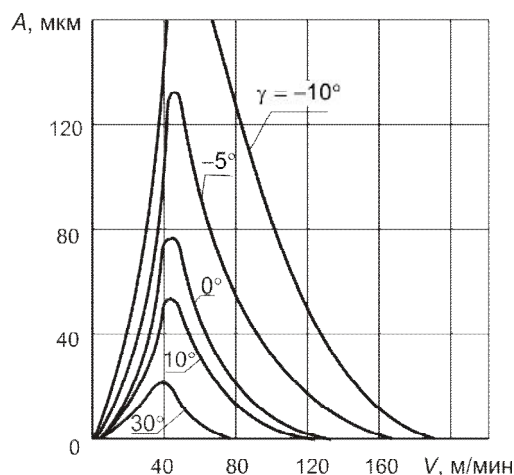


Рисунок 4.44 – Влияние скорости резания V и переднего угла резца γ на амплитуду колебаний при точении [25]:
сталь 40X; $\phi = 30^\circ$; $t = 2$ мм; $S = 0,25$ мм/об

Износ режущего инструмента по задней поверхности (где $\alpha = 0$) уменьшает амплитуду низкочастотных колебаний в зоне скоростей, лежащей за область существования устойчивого нароста.

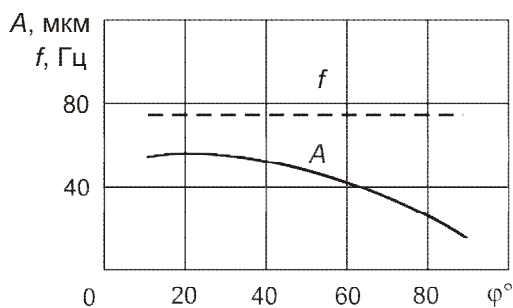


Рисунок 4.45 – Влияние главного угла в плане ϕ на частоту и амплитуду колебаний при точении [25]:
сталь 40X; $\gamma = 8^\circ$; $t = 2$ мм; $S = 0,25$ мм/об; $V = 45$ м/мин

4.2.4. Влияние колебаний при резании на стойкость инструментов и качество обработанной поверхности

Зависимость стойкости различных инструментов от интенсивности автоколебаний в широком диапазоне изменения амплитуд при фрезеровании приведена на рис. 4.46, а при точении – на рис. 4.47.

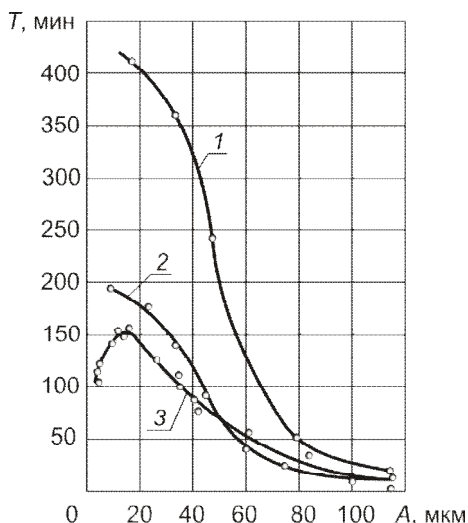


Рисунок 4.46 – Зависимость стойкости инструмента от амплитуды автоколебаний при работе дисковыми пазовыми и концевыми фрезами [20]:

1 – дисковая фреза ВК8; ($D = 70$ мм; $z = 16$; $B = 3$ мм; $t = 3$ мм; $S_z = 0,05$ мм; $V = 1,37$ м/с; $\gamma = 10^\circ$; $\alpha = 15^\circ$;

$\alpha_1 = 1^\circ 30'$; обрабатываемый материал ОТ4);

2 – концевая фреза ВК8; ($D = 40$; $z = 5$; $B = 13,5$ мм; $t = 1$ мм; $S_z = 0,056$ мм; $V = 2$ м/с; $\gamma = 5^\circ$; $\alpha = 15^\circ$;

$\omega = 5^\circ$; обрабатываемый материал ВТ20);

3 – условия те же, что в №2, но $\omega = 20^\circ$; $z = 4$

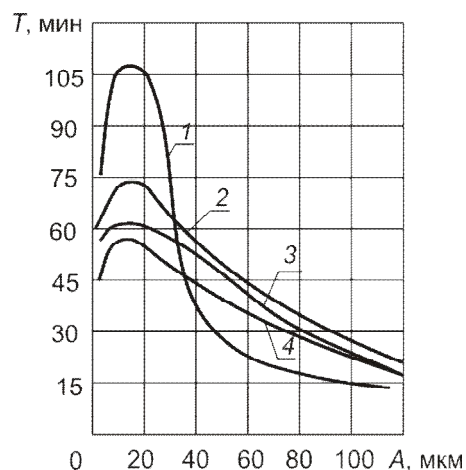


Рисунок 4.47 – Зависимость стойкости инструмента от амплитуды автоколебаний при точении [20]:

1 – ВК8–08Х15Н5Д2Т ($\gamma = 10^\circ$; $\alpha = 10^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$; $r = 0,5$ мм; $V = 0,45$ м/с;

$S = 0,2$ мм/об; $t = 1,5$ мм);

2 – ВК8–12Х18Н9Т; ($\gamma = 0^\circ$; $\alpha = 10^\circ$; $V = 0,5$ м/с; $S = 0,2$ мм/об; мм);

3 – условия те же, что в №2, но обрабатываемый материал ВТ9;

4 – условия те же, что в №2, но резец из ВК6ОМ и обрабатываемый материал 08Х15Н5Д2Т

Как видно, все кривые имеют экстремальный характер. Максимум стойкости наблюдается при $A = 10 \dots 15$ мкм. Как увеличение, так и уменьшение амплитуды колебаний приводит к резкому снижению стойкости инструмента. Физическое объяснение такой зависимости $T = f(A)$ может быть следующим.

- Автоколебания, возникающие при резании, так же, как и специально вводимые в зону резания вынужденные колебания, приводят к облегчению пластической деформации, уменьшению коэффициента трения по передней и задней поверхностям инструмента, к уменьшению адгезионных явлений вследствие лучшего проникновения воздуха и СОТС в зону контакта. В итоге улучшается отвод стружки, заметно снижаются силы резания, и, как результат этого – уменьшается интенсивность изнашивания инструмента и повышается его стойкость.

- С другой стороны, циклическое нагружение инструмента при увеличении интенсивности автоколебаний, начиная с определенного предела, вызывает усталостное разрушение участков режущей части инструмента, находящихся в контакте с заготовкой и сходящей стружкой. Поэтому по достижении некоторого уровня автоколебаний стойкость инструмента начинает резко снижаться. Таким образом, в зоне малых амплитуд превалирует положитель-

ное воздействие автоколебаний на облегчение процесса пластической деформации, а в зоне больших амплитуд – усталостное разрушение контактных слоев материала инструмента.

Автоколебания в сильной степени влияют на качество обработанной поверхности. На рис. 4.48 *а* показаны зависимости высоты волнистости W_z и шероховатости R_a от амплитуды автоколебаний при точении. Для всех обрабатываемых материалов увеличение амплитуды колебаний повышает волнистость и шероховатость.

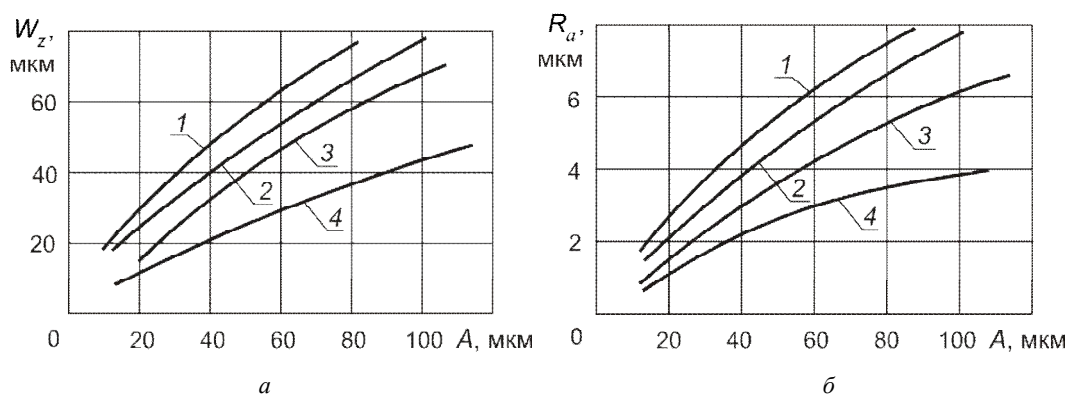


Рисунок 4.48 – Зависимости волнистости (*а*) и шероховатости (*б*) обработанной поверхности от величины амплитуды автоколебаний при точении [20]: 1 – стали 08X15H5Д2Т; 2 – стали 12X18H9Т; 3 – титанового сплава ВТ9 (1–3 – при $f = 140 \dots 190$ Гц); 4 – стали 08X15H5Д2Т при $f = 500 \dots 600$ Гц

Для процесса фрезерования амплитуда колебаний также решающим образом влияет на волнистость и шероховатость, причем влияние амплитуды в 5–10 раз сильнее, чем влияние частоты. Установлено, что во всех процессах лезвийной и абразивной обработки волнистость обработанной поверхности полностью определяется величиной амплитуд вибраций.

Зависимости глубины и степени наклепа поверхностного слоя от амплитуды автоколебаний при свободном точении титанового сплава приведены на рис. 4.49.

Автоколебания с частотой 240–300 Гц и амплитудой до $A = 70$ мкм приводят к увеличению степени наклепа на 30%. Толщина наклепанного слоя при этом увеличивается до 100 мкм.

Эпюры распределения остаточных напряжений при различной интенсивности автоколебаний инструмента и изделия при свободном точении сплава ВТ9 (рис. 4.50) показывают, что увеличение амплитуды колебаний до 100 мкм существенно влияет на формирование остаточных напряжений сжатия до 550 МПа, а сообщение инструменту ультразвуковых колебаний с частотой 35 кГц и амплитудой 5 мкм приводит к росту напряжений сжатия до 700 МПа (кривая 5).

Следовательно, циклический характер взаимодействия задней поверхности инструмента с поверхностью резания (при свободном точении она является обработанной поверхностью) в ходе вибраций, существенно повышая упрочнение поверхностного слоя, одновременно приводит к росту благоприятных остаточных напряжений сжатия, которые увеличиваются с повышением амплитуды.

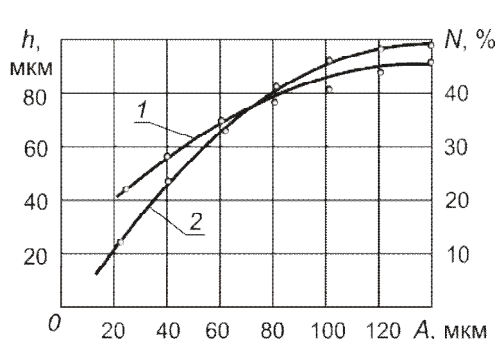


Рисунок 4.49 – Зависимость толщины наклепанного слоя от амплитуды колебаний [20]. (Свободное точение титанового сплава ВТ9 [20]):

- 1 – степень наклепа – N , %;
2 – толщина наклепанного слоя – h , мкм

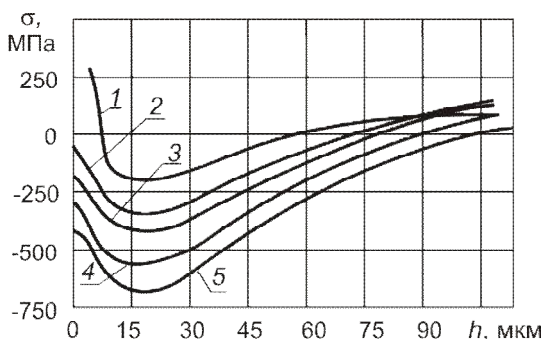


Рисунок 4.50 – Эпюры распределения остаточных напряжений при различной интенсивности относительных колебаний инструмента и изделия при точении сплава ВТ9 [20]:

- 1 – $A = 5$ мкм; 2 – $A = 15$ мкм; 3 – $A = 30$ мкм;
4 – $A = 100$ мкм; 5 – ультразвуковые колебания
с $f = 35$ кГц и $A = 5$ мкм

4.2.5. Способы гашения автоколебаний

Интенсивность автоколебательного процесса зависит от соотношения работы сил, поддерживающих колебания, и работы сил сопротивления системы. Следовательно, интенсивность вибраций можно снизить, уменьшая силы, возбуждающие колебания, и увеличивая сопротивление системы.

Повысить силы сопротивления колебательной системы СПИЗ можно различными способами:

- повышением жесткости элементов системы СПИЗ путем уменьшения зазоров во всех подвижных соединениях, применением люнетов и т.п.;
- применением виброгасителей различных типов, которые не только могут повысить жесткость системы, но и уменьшить колебания путем поглощения энергии, поддерживающей колебательное движение. Наибольшее применение получили виброгасители двух типов: основанных на введении в колебательную систему искусственных сопротивлений и динамического действия [34];
- нанесением на поверхность мало жесткой заготовки виброизоляционных покрытий, которые будут удалены в процессе обработки [35], или помещением ее в вязкоупругую среду.

Уменьшить силы, возбуждающие колебания, можно следующим образом:

- изменением геометрии инструмента путем увеличения главного и вспомогательного углов в плане, уменьшением радиуса вершины лезвия, увеличением переднего угла и уменьшением заднего угла;
- применением многолезвийных инструментов с переменным шагом между режущими лезвиями и созданием вибропоглощающих фасок на передней поверхности или фаски «искусственного износа» на задней поверхности;

- при выборе режима резания необходимо избегать скоростей резания, при которых наблюдается усиление вибраций; особенно важно работать в зоне безвибрационного резания при скоростной обработке с большими оборотами шпиндельных узлов;

- при недостаточной жесткости заготовки необходимо увеличивать отношение толщины срезаемого слоя к его ширине, уменьшая глубину резания и увеличивая подачу.

Получают развитие различные способы введения в зону резания через инструмент или заготовку вынужденных колебаний низкой или ультразвуковой частоты. При обработке нежестких заготовок наложение вынужденных колебаний могут создавать различные формы собственных (свободных) колебаний, изменяя условия, необходимые для поддержания автоколебаний.

Вопросы для самопроверки

1. Какие силы называют физическими составляющими силы резания?
2. Под каким углом к вектору скорости резания расположена сила стружкообразования?
3. Какие силы называют технологическими составляющими силы резания?
4. Какие требования предъявляют к динамометрам при измерении технологических составляющих силы резания?
5. Укажите последовательность определения эмпирических зависимостей силы резания от основных режимов резания.
6. Объясните влияние глубины, подачи и скорости резания на величину технологических составляющих силы резания.
7. Как влияют изменение главного угла в плане, радиуса переходной режущей кромки, переднего и заднего углов инструмента на величину составляющих сил резания?
8. Объясните влияние свойств обрабатываемого материала на величину силы резания.
9. Запишите обобщенные эмпирические формулы для расчета составляющих силы резания.
10. Как рассчитать мощность, затрачиваемую при резании?
11. Какие нагрузки действуют на спиральное сверло во время резания?
12. Какие нагрузки действуют на цилиндрическую и торцевую фрезы во время резания?
13. Объясните понятие условия равномерного фрезерования для цилиндрических фрез и неравномерности фрезерования для торцевых фрез.
14. Объясните причины появления и предложите средства борьбы с вынужденными колебаниями.
15. Объясните причины появления автоколебаний при резании.
16. Как влияет на амплитуду автоколебаний изменение толщины и ширины срезаемого слоя, скорости резания, переднего угла и главного угла в плане?
17. Как влияют колебания на стойкость инструмента и качество обработанной поверхности?
18. Назовите способы гашения автоколебаний?

Список литературы к разделу 4

1. Бобров В.Ф. Влияние угла наклона главной режущей кромки инструмента на процесс резания металлов / В.Ф. Бобров. – М. : Машгиз, 1962. – 152 с.
2. Внуков Ю.Н. Анализ особенностей различных подходов при аналитическом расчете сил резания / Ю.Н. Внуков, А.Г. Саржинская // Современные технологии в машиностроении. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2008. – №1. – 540 с.
3. Зорев Н.Н. Расчет проекций силы резания / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1958. – 56 с.
4. Развитие науки о резании металлов / [Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н. и др.] ; под. ред. Н.Н. Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
5. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М. : Машгиз, 1956. – 367 с.
6. Розенберг А.М. Расчет сил при резании пластичных материалов / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг // Сверхтвердые материалы. – 1987. – № 4. – С. 48–54.
7. Розенберг Ю.А. Силы резания и методы их определения / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман. – Ч. 1: Общие положения. – Курган : КМИ, 1995. – 128 с.
8. Розенберг Ю.А. Алгоритм расчета составляющих сил резания при токарной обработке / Ю.А. Розенберг // СТИН. – 2003. – №5. – С. 18–21.
9. Розенберг Ю.А. Развитие теоретических методов расчета сил резания / Ю.А. Розенберг, С.И. Тахман // Прогрессивные технологические процессы в машиностроении : сб. научн. тр. – Томск : ТПУ, 1997. – 158 с.
10. Розенберг А.М. Элементы теории процесса резания металлов / А.М. Розенберг, А.Н. Еремин. – М. : Машгиз, 1956. – 318 с.
11. Розенберг А.М. Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания / А.М. Розенберг, О.А. Розенберг. – К. : Наукова думка, 1990. – 320 с.
12. Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента / М.Ф. Полетика. – М. : Машиностроение, 1969. – 152 с.
13. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
14. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
15. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента / А.И. Бетанели. – Тбилиси : Сабчота сакартвелло, 1973. – 304 с.
16. Остафьев В.А. Физические основы процесса резания металлов / В.А. Остафьев. – К. : Вища школа, 1976. – 240 с.
17. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.
18. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник [для студ. техн. вузов] / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
19. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов / А.И. Каширин. – М. : АН СССР, 1944. – 132 с.
20. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л. : Машиностроение, 1986. – 184 с.

21. Кудинов В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М. : Машиностроение, 1967. – 359 с.
22. Лазарев А.Г. Автоколебания при резании металлов / А.Г. Лазарев. – М. : Высшая школа, 1971. – 243 с.
23. Ташлицкий Н.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – №2. – С. 45–53.
24. Кучма Л.К. Вибрации при работе на фрезерных станках и методы их гашения / Л.К. Кучма. – М. : АН СССР, 1959. – 173 с.
25. Кучма Л.К. Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке / Л.К. Кучма ; сб. ЦНИИТМАШ ; кн. 15. – М. : Машгиз, 1948. – 203 с.
26. Дроздов Н.А. К вопросу о вибрации станка при токарной обработке / Н.А. Дроздов // Станки и инструмент. – 1937. – № 22. – С. 10–13
27. Зворыкин К.А. Работа и усилия, необходимые для отделения металлических стружек / К.А. Зворыкин. – М. : «Русская» типо-литография, 1893. – 76 с.
28. Полетика М.Ф. Приборы для измерения сил резания и крутящих моментов / М.Ф. Полетика. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1963. – 105 с.
29. Аршинов В.А. Резание металлов и режущий инструмент : учебник / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев. – М. : Машиностроение, 1975. – 440 с.
30. Розенберг А.М. Динамика фрезерования / А.М. Розенберг. – М. : Советская наука, 1945. – 360 с.
31. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
32. Залого В.А. Обзор способов экспериментального определения параметров уравнения состояния пластических материалов для моделирования методом конечных элементов их механической обработки / В.А. Залого, Д.В. Криворучко // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2006. – Вып. 68. – С. 193–202.
33. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
34. Рыжков Д.И. Вибрации при резании металлов и методы их устранения / Д.И. Рыжков. – М. : Машиностроение, 1961. – 201с.
35. Особенности концевого фрезерования маложестких деталей типа «защемленных пластин» (Ч. 1, 2, 3) / Внуков Ю.Н., Каморкин П.А., Кондратюк Э.В., Кришталь В.А. // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Харків : НТУ «ХПІ», 2012. – Вип. 7. – С. 56.

Раздел 5

ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

В процессе резания тепловые явления играют важную роль. Именно они определяют температуру в зоне резания, которая оказывает прямое влияние на характер пластической деформации при образовании стружки, нарост, усадку стружки, силы резания и микроструктуру поверхностного слоя. Еще более существенно воздействует температура резания на интенсивность изнашивания инструмента и его стойкость.

5.1. Источники выделения теплоты и ее баланс при резании материалов

Источником выделения теплоты при снятии стружки есть механическая работа, затраченная на ее срезание. Как установлено исследованиями, до 99,5% механической работы преобразуется в тепло и лишь 0,5% уходит на преобразование кристаллической структуры обрабатываемого материала. Механическая работа, а, значит, выделение тепла, происходит в зоне первичной пластической деформации, зонах трения по передней и задней поверхностям:

$$E = E_d + E_{1T} + E_{2T},$$

где E_d , E_{1T} , E_{2T} – работа, затрачиваемая, соответственно, на упругую и пластическую деформации срезаемого слоя в зоне первичной пластической деформации, на преодоление сил трения по передней и задней поверхностям. Правоммерно записать:

$$Q = Q_d + Q_{1T} + Q_{2T}.$$

Тепло Q_d , Q_{1T} , Q_{2T} , выделяемое в указанных трех зонах, распространяется к менее нагретым участкам инструмента, заготовки и стружки, а также рассеивается в окружающей среде. Пути распространения тепловых потоков без учета искусственного охлаждения инструмента и детали приведены на рис. 5.1 а.

Как видно, при резании наблюдается сложное переплетение тепловых потоков, поскольку тепло от каждого из трех основных источников, действующих независимо один от другого, может распределяться между всеми телами, участвующими в резании. Схему эту можно значительно упростить (рис. 5.1 б), введя понятие итоговых тепловых потоков, проходящих через контактные поверхности инструмента.

Зная количество теплоты, выделяемой в процессе резания и распространяемой между стружкой, обрабатываемой заготовкой, инструментом и средой, можно записать уравнение баланса тепловой энергии при резании:

$$Q = Q_d + Q_{1T} + Q_{2T} = Q_c + Q_{и} + Q_3 + Q_{ср}, \quad (5.1)$$

где Q_c , $Q_{и}$, Q_3 , $Q_{ср}$ – количество теплоты, переходящее соответственно в стружку, инструмент, заготовку и окружающую среду.

Эксперименты показывают, что при обработке обычных конструкционных сталей с небольшой скоростью резания (до 30...40 м/мин) относительное количество теплоты состав-

ляет: $Q_c = 60...70\%$; $Q_{и} = 3\%$, $Q_3 = 30...40\%$; $Q_{ср} = 1...2\%$. Установлено, что чем ниже теплопроводность обрабатываемого материала, тем больше теплоты уходит в инструмент (табл. 5.1, рис. 5.2).

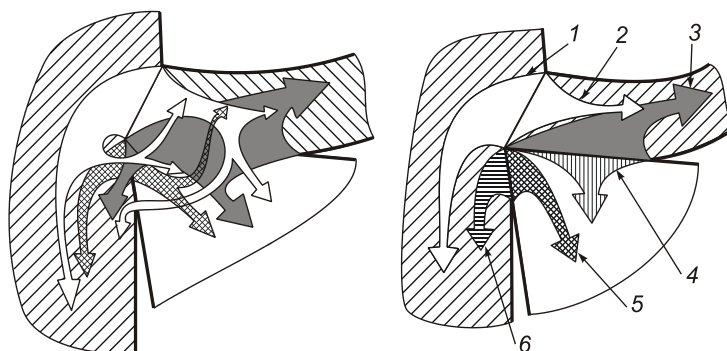


Рисунок 5.1 – Схемы движения тепловых потоков при резании без охлаждения [1]:

1 – доля теплоты деформации $Q_{дз}$, уходящей в заготовку; 2 – доля теплоты деформации $Q_{дс}$, уходящей в стружку; 3 – количество теплоты $Q_{1т}$, возникающей в результате трения между стружкой и передней поверхностью инструмента; 4 – итоговый поток теплоты Q_1 , возникающий в результате теплообмена на площадке контакта прирезцової стороны стружки с передней поверхностью инструмента; 5 – итоговый поток теплоты Q_2 , возникающий в результате теплообмена на площадке контакта поверхности резания с задней поверхностью инструмента; 6 – количество теплоты $Q_{2т}$, возникающей в результате трения между заготовкой и задней поверхностью инструмента

Таблица 5.1 – Распределение теплоты, переходящей в стружку, заготовку и инструмент при точении различных материалов твердосплавными резцами

Обрабатываемый материал	Режим резания	Количество теплоты, %		
		Q_c	Q_3	$Q_{и}$
Алюминий	$V = 100$ м/мин, $S = 0,12$ мм/об, $t = 1,5$ мм	21,0	73,0	2,2
Чугун	То же	42,0	50,0	1,5
Сталь 40Х	То же	71,0	26,0	1,9
Сталь 45	$V = 30$ м/мин, $S = 0,3$ мм/об, $t = 4$ мм	69,2	27,4	3,4
Титановый сплав	$V = 35$ м/мин, $S = 0,3$ мм/об, $t = 4$ мм	73,4	16,8	9,8
Порошковый материал 20Х9-П	$V = 100$ м/мин, $S = 0,08$ мм/об, $t = 0,1$ мм	55,0	28,0	17,0 ¹

Использование технологических сред позволяет значительно повысить $Q_{ср}$ в общем тепловом балансе. В зависимости от условий подвода среды соответственно уменьшаются

¹ Использовался резец из композита 10 с теплопроводностью большей, чем у твердых сплавов.

Q_c , Q_n , Q_3 . По мере увеличения скорости резания значительно растет относительное количество теплоты, уходящей в стружку (см. рис. 5.2).

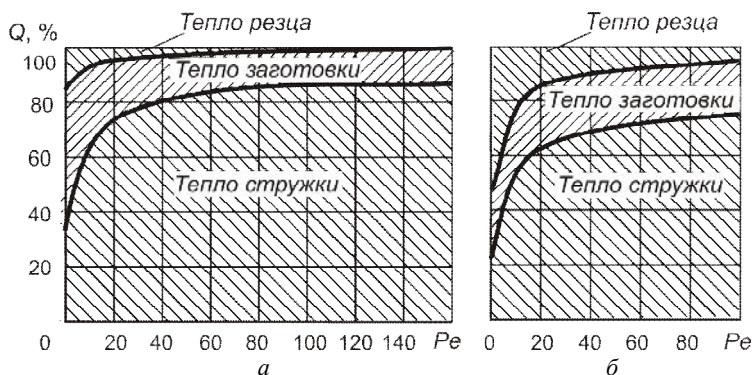


Рисунок 5.2 – Баланс теплоты при точении стали 45 (а) (резец из Т15К6) и сплава ВТ3-1 (б) (резец из ВК8) [2]

Уменьшение доли тепла, переходящего в заготовку при увеличении скорости резания, вызвано изменением соотношения между скоростью резания и скоростью распространения тепла из зоны деформации. Из очага теплообразования на условной плоскости сдвига (см. рис. 5.1) в заготовку течет тепловой поток $Q_{дз}$. Скорость распространения тепла зависит от градиента температур на условной плоскости сдвига и в заготовке и теплопроводности обрабатываемого материала. Если скорость резания, т.е. скорость, с которой режущее лезвие инструмента пересекает тепловой поток, мала, тепло от условной плоскости сдвига беспрепятственно перейдет в заготовку. По мере увеличения скорости резания лезвие инструмента все быстрее пересекает тепловой поток, и поэтому в заготовку успевает перейти меньшее количество тепла и все большее количество тепла остается в стружке [6]. Уменьшение доли тепла, уходящего в инструмент при увеличении скорости резания связано с уменьшением ширины площадки контакта на передней поверхности, через которую тепло из стружки переходит в инструмент.

Несмотря на то, что доля тепла, уходящего в инструмент, очень мала, инструмент является неподвижным телом и даже небольшая относительная часть тепла, действуя длительное время, прогревает его до высокой температуры. Поэтому средняя температура на передней поверхности инструмента в несколько раз превосходит среднюю температуру стружки.

Распространение теплоты в зоне резания происходит в основном путем теплопроводности. Вследствие этого в системе резания устанавливается температурное поле, определяемое дифференциальным уравнением теплопроводности:

$$c\rho \frac{\partial \theta}{\partial \tau} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\lambda(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\lambda(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\lambda(\theta) \frac{\partial \theta}{\partial z} \right], \quad (5.2)$$

где θ – температура в точке с координатами x, y, z ; τ – время с момента начала распространения тепла; λ – коэффициент теплопроводности тела, зависящий в общем случае от температуры; $c\rho$ – объемная теплоемкость тела.

Несмотря на кажущуюся простоту уравнения (5.2), его аналитическое решение было получено лишь для самых простых случаев установившегося резания. Поэтому на первых этапах изучения тепловых явлений при резании, а также в заводских условиях предпочтение отдавалось экспериментальным методам. В последнее время распространение нашли методы численного моделирования процессов распространения тепла в инструменте, заготовке и стружке, основанные на методах конечных (МКЭ) и граничных элементов (МГЭ).

5.2. Экспериментальные методы исследования тепловых процессов при резании

Используемые в настоящее время экспериментальные методы исследования тепловых процессов в зоне резания чрезвычайно разнообразны и благодаря их надежности и простоте являются основным направлением исследования. С их помощью можно определить количество выделяемой теплоты и ее распределение между стружкой, заготовкой и инструментом; температуру контактных площадок инструмента; температурные поля в зоне деформации и режущем лезвии инструмента. Рассмотрим некоторые из них.

Калориметрический метод позволяет определить количество теплоты, переходящей в стружку, заготовку и инструмент, а также их средние температуры. Например, улавливая в калориметр горячую стружку, зная массы стружки и воды в калориметре и изменение температуры воды, можно определить среднюю температуру стружки (рис. 5.3 а). Есть также калориметры, в которые погружают заготовку и инструмент (рис. 5.3 б).

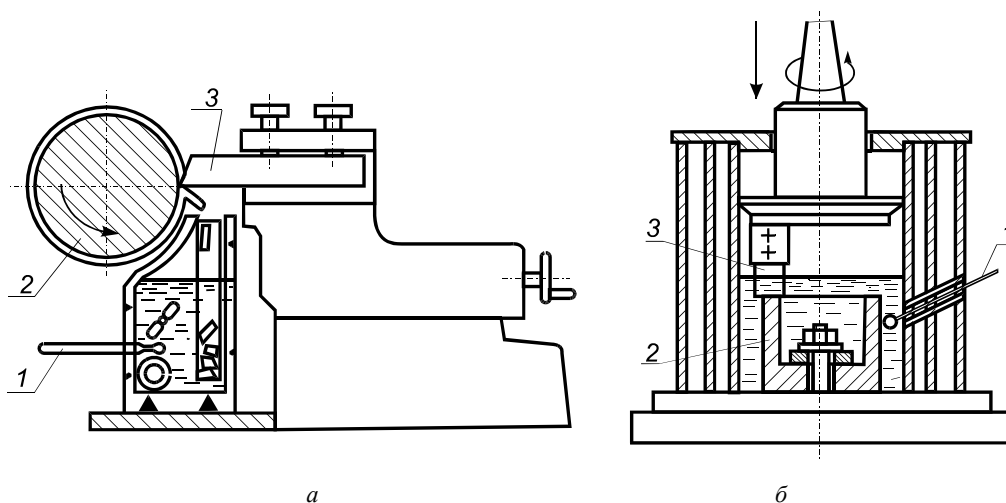


Рисунок 5.3 – Схемы калориметров: 1 – термометр, 2 – заготовка, 3 – резец

Метод плавящихся пленок [52, 56, 57] заключается в том, что на контактные площадки инструмента наносится в вакууме тонкий слой чистого металла с известной температурой плавления. Теплота, выделяющаяся при резании, оплавляет пленку в области, где достигается температура ее плавления, и тем самым обозначает соответствующую изотерму

(рис. 5.4). Если нанести несколько пленок из различных металлов, то можно построить изотермы температурного поля инструмента

Метод термокрасок принципиально аналогичен методу пленок, но вместо чистых металлов используются специальные составы, изменяющие свой цвет под действием температур [8]. В некоторых случаях эти составы наносят в специальные канавки в плоскости разреза резного резца. Это дает возможность определить температурное поле внутри инструмента [52].

Метод термопар заключается в том, что если нагреть место спая двух проводников из различных металлов, оставляя при этом свободные концы при более низкой температуре, на последних возникает термоЭДС (ТЭДС), которая зависит от разности температур спая и более холодных концов. Замыкая цепь через милливольтметр, можно измерить ТЭДС. Такая цепь называется термоэлектрической. Этот метод является наиболее распространенным и подразделяется на несколько разновидностей.

Метод искусственной термопары заключается в том, что в инструменте просверливается отверстие малого диаметра, не достигающее до определенной точки передней или задней поверхности примерно на 0,2...0,5 мм. В отверстие вставляется изолированная термопара (рис. 5.5). Температура в точке соприкосновения термопары и инструмента регистрируется включенным в цепь термопары гальванометром.

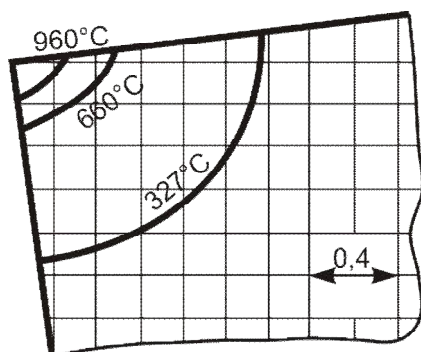


Рисунок 5.4 – Изотермы на резце из минералокерамики при точении стали 45 в течение 1 мин:
 $V = 500$ м/мин, толщина металлической пленки 0,05 мкм

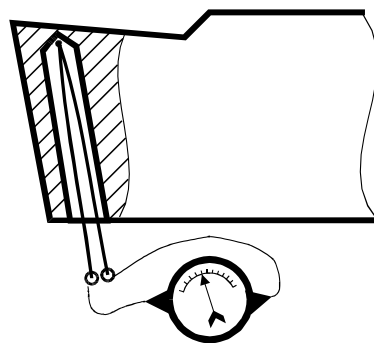


Рисунок 5.5 – Схема измерения температуры резания методом искусственной термопары

Этот метод дает возможность определить температуру различных точек на передней и задней поверхностях инструмента и на поверхности стружки (рис. 5.6), т.е. найти температурное поле. Основным преимуществом метода искусственной термопары является известная зависимость ТЭДС–°С как ее стандартная характеристика.

Недостатками классической схемы искусственной термопары является сложность устройства и невозможность определить наивысшую температуру, так как измерение температуры фактически производится не на поверхности контакта инструмента и стружки, а на некотором удалении от нее. Кроме того показания прибора изменяются со временем из-за износа перемычки, отделяющей термопару от поверхности контакта.

Более точные значения температур можно получить, используя *скользящие* по прирезцовой поверхности сходящей стружки (рис. 5.7) или *бегущие термопары*.

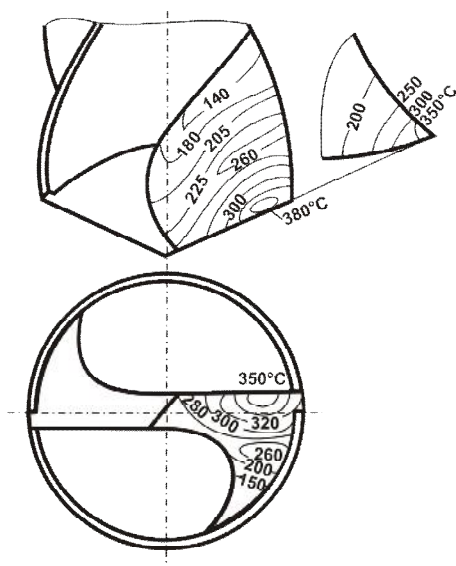


Рисунок 5.6 – Температурное поле на передней и задней поверхностях сверла при сверлении стали 45, определенное по результатам измерения 160 термопарами [9]:
 $V = 25$ м/мин, $S = 0,11$ мм/об, $d = 30$ мм

Принципиальная схема бегущей термопары представлена на рис. 5.8. Заготовка 4 имеет гребни в форме винта с ленточной резьбой. В них сверлят отверстия диаметром $0,5 \dots 0,7$ мм, в которые вставляют защитные трубки 1 с двумя изолированными проводниками термопары 2 и 3. Трубка из обрабатываемого или близкого к нему по свойствам материала защищает проводники от преждевременного замыкания. Концы проводников K_1 , K_2 , K_3 и K_4 подключены к входам записывающего осциллографа. При перерезании резцом трубки проводники замыкаются, и на поверхности резания образуется точечная термопара, которая движется вместе с прирезцовым слоем стружки по передней поверхности. Это позволяет записать распределение температуры по длине контакта. Участки проводников, оставшиеся в заготовке, позволяют определить распространение температуры вначале по задней поверхности инструмента, а затем – температуру поверхности резания [1].

Стремление уменьшить размеры проводников термопар и приблизить последние к контактными поверхностям инструмента привело к созданию пленочных термопар [10]. Например, резец с искусственной пленочной термопарой (рис. 5.9) состоит из пластин 2 и 6, прижатых друг к другу с помощью накладке 7 в державке 1. На одну из пластин с помощью трафарета напылены последовательно химически чистое железо 3, слой изоляции 4 и химически чистый никель 5. К концам напыленной термопары припаиваются проводники, соединенные с измерительным устройством. Пленочные термопары существенно снижают погрешности измерения и перспективны для теплофизических исследований.

В методе полуюскусственной термопары в качестве одного из ее проводников используется токопроводящий инструмент или заготовка. Второй частью термопары является традиционный проводник, подсоединенный к тем же инструменту или заготовке (рис. 5.10).

Разновидность метода полуюскусственной термопары приведена на рис. 5.11 [10, 54]. В теле разрезного резца 1 закладывается изолированная от него токопроводящая пластина 2, расположенная под углом μ к режущей кромке. ТЭДС, возникающая между стружкой 3 и пластиной, регистрируется измерительным устройством. Если при свободном точении диска из обрабатываемого материала инструменту сообщить продольное перемещение, можно записать закон распределения температур на площадке контакта резец–стружка.

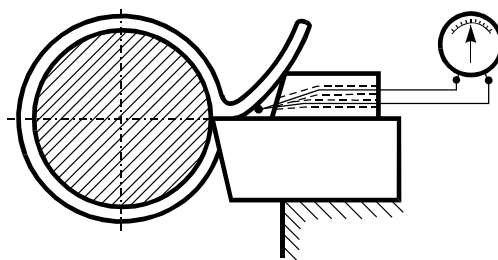


Рисунок 5.7 – Схема термопары, скользящей по прирезцовой стороне стружки [3]

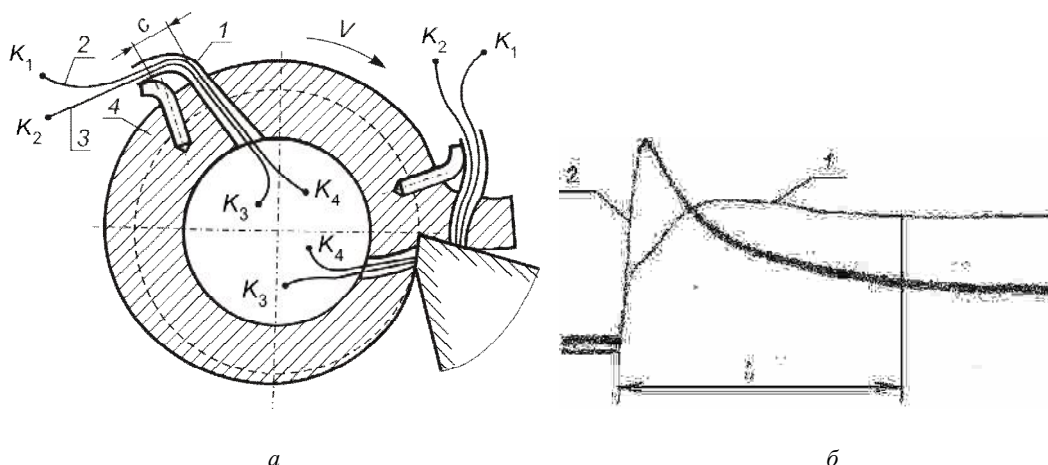


Рисунок 5.8 – Схема бегущей термопары (а) и осциллограмма изменения ТЭДС (б) [3]:
1 – график изменения ТЭДС термопары на прирезцовый стороне стружки; 2 – на поверхности резания

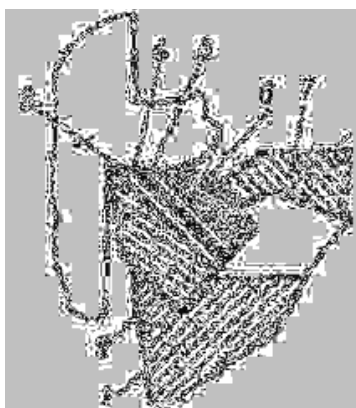


Рисунок 5.9 – Резец с пленочными искусственными термопарами

Метод полуискусственной термопары дает более точные результаты, чем метод искусственной, но, обеспечивая измерение температур в данных точках поверхности, не дает возможности изучить закономерности влияния элементов режима резания на наивысшую температуру процесса резания. Кроме того, этот метод требует знания тарировочных зависимостей для каждого обрабатываемого или инструментального материала.

В методе естественной термопары (предложенный Е. Гербертом и К. Готвейном) элементами термопары служат заготовка и инструмент, которые, будучи различными металлами, в процессе резания имеют сильно нагретый контакт, фактически являющийся спаем этой термопары. Концы инструмента и заготовки имеют значительно более низкую температуру. Одна из распространенных схем естественной термопары приведена на рис. 5.12. Заготовка 1 изолируется от патрона 3 станка при

помощи диэлектрических прокладок 5 и текстолитовой вставки 5 в заготовку, на которую опирается задний центр станка. Резец 2 изолируется от резцедержателя станка при помощи текстолитовых прокладок 5.

Для замыкания контакта с заготовкой в нее ввертывается стержень 10, диаметр которого меньше, чем отверстие в шпинделе. Этот стержень при выходе из шпинделя 4 проходит через текстолитовую втулку 5, чтобы избежать соприкосновения со станком. На конце стержня установлен токосъемник 7, 8, которым обеспечивается надежное замыкание вращающегося и неподвижного участков цепи. Возникающая в процессе резания термоЭДС регистрируется гальванометром 9.

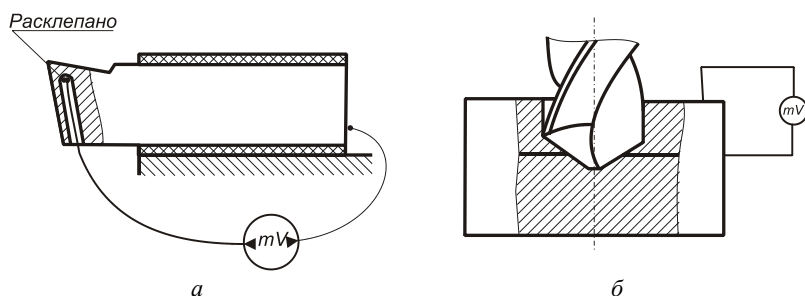


Рисунок 5.10 – Схемы полусинтетической термопары:
а – инструмент–проводник; б – заготовка–проводник

Изоляция заготовки и инструмента от станка выполняется для устранения влияния дополнительных паразитных термопар, возникающих в местах стыка деталей станка с заготовкой. При исследованиях, не требующих высокой точности, заготовку не изолируют от станка, считая, что роль возникающей дополнительно термопары ничтожна из-за слабого разогревания заднего центра по сравнению с резцом. В связи с этим провод, ранее присоединяемый к заготовке, можно присоединить к любой точке станка.

Естественные термопары могут также применяться для измерения средних температур на каждой из контактных площадок в отдельности и для изучения закона распределения температур на поверхности соприкосновения стружки с инструментом. Примером такого устройства является разрезной резец (рис. 5.13)

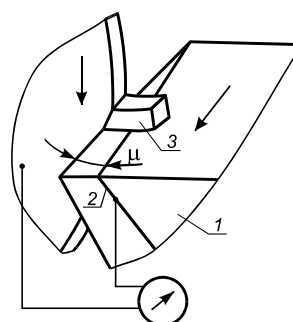


Рисунок 5.11 – Схема полусинтетической термопары проводник–стружка

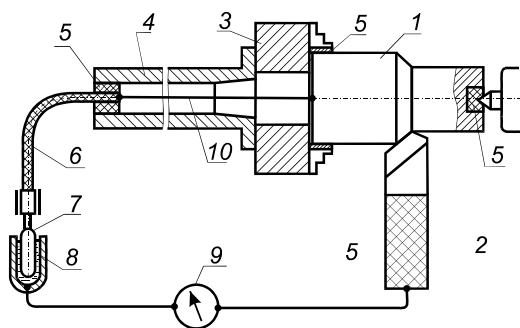


Рисунок 5.12 – Схема измерения температуры резания методом естественной термопары

[11]. Он состоит из пластин 1 и 2, закрепленных на державке. Одна из пластин – из диэлектрика (минералокерамика), вторая – из токопроводящего материала. Меняя пластины местами при $f=0$, в процессе резания можно измерить средние температуры на каждой из контактных поверхностей в отдельности. Применяя резцы с разными размерами фаски на пластине из диэлектрика, можно измерить средние температуры на отдельных участках контакта передней поверхности инструмента со стружкой и составить представление о законе распределения температур на этой контактной площадке. Но

при этом допускается ряд погрешностей по сравнению с реальным процессом резания, в частности, изменяются условия трения на передней поверхности, интенсивность и направление тепловых потоков из-за различий в свойствах используемых инструментальных материалов.

Большим недостатком метода естественной термопары является необходимость наличия тарировочных графиков ТЭДС–°С для каждой комбинации обрабатываемый и инструмен-

тальный материал (рис. 5.14). Эти графики получаются при помощи достаточно трудоемких экспериментов на специальных установках, вид одной из которых приведен на рис. 5.15 [1].

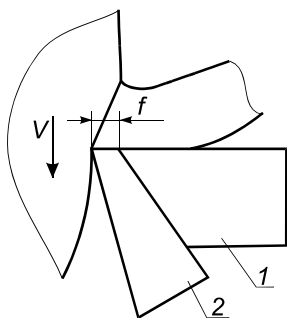


Рисунок 5.13 – Разрезной резец [11]

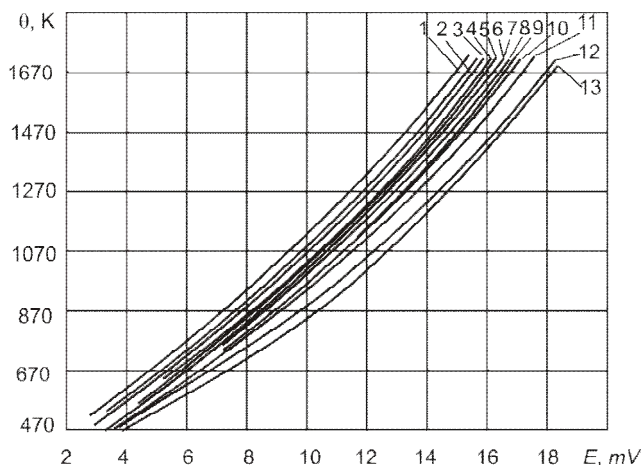


Рисунок 5.14 – Тарировочные кривые естественных термопар: твердый сплав Т15К6 – различные стали [12]: 1 – 30ХГС; 2 – 20ХН; 3 – У10А; 4 – 65Г; 5 – У7; 6 – сталь 40; 7 – Ст5; 8 – Ст3; 9 – сталь 20; 10 – сталь 10; 11 – 40Х; 12 – ШХ15; 13 – 20Х

Стержни 1 и 2 из обрабатываемого и инструментального материалов с определенной силой прижимаются к нагревателю 3. Одновременно к нагревателю в том же месте приварена контрольная термопара 4. Задавая различную температуру нагрева реостатом 6, сравнивают показания гальванометров 8, подключенного к контрольной термопаре 4 и 5 – испытуемой термопары. Эти данные являются основой для тарировочного графика.

Последние исследования показывают, что естественная термопара дает показания ТЭДС, лишь примерно соответствующие некоторой усредненной температуре, возникающей на передней и задней поверхностях. Величина этой температуры зависит от соотношения длин контактных площадок и температур, на них возникающих. Учитывая, что и отношение этой средней температуры к максимальным на передней или задней поверхностях тоже непостоянно, использовать результаты метода естественной термопары можно лишь для очень приближенных, сравнительных экспериментов.

Метод бесконтактного измерения температур представляет собой регистрацию теплового излучения отдельных участков детали или инструмента в процессе обработки. Он основан на принципе собирания теплового излучения с участка нагретой поверхности 1 с помощью линз 2 и направления его на фотоэлемент 3 (рис. 5.16). Под действием теплового излучения в фотоэлементе возникает ток, который повышается усилителем 4 и регистрируется измерительным устройством 5. Наименьшая разрешающая способность такого прибора (пирометра) достигает 1 мм^2 . Фотоэлектрический метод позволяет измерять температуру различных участков зоны резания и определять температурные поля передней и задней поверхности резца.

На основании приведенной общей схемы разработана конструкция и изготовлен прибор для измерения температуры в любой точке зоны резания (рис. 5.17 а). Прибор состоит из

корпуса 6, объектива 4, подвижного зеркала 5, фотоэлемента 7, окуляра 9 с сеткой 8. Кроме того, применен специальный резец 1 с прихватом 2 и пластиной 3 из прозрачного для инфракрасной области спектра материала (например, из лейкосапфира) с полированными передней и нижней (опорной) плоскостями, причем опорная плоскость *A* выполнена зеркальной [12].

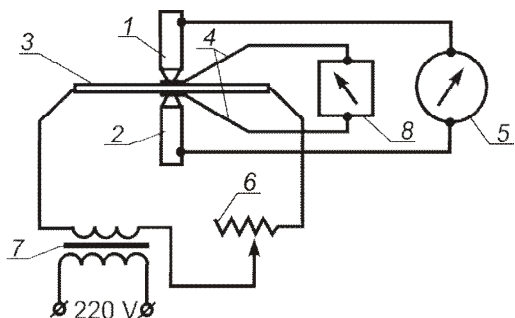


Рисунок 5.15 – Схема установки для тарирования естественной термопары контактным способом [1]

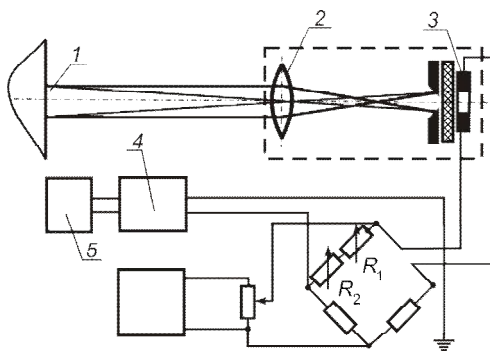


Рисунок 5.16 – Схема фотоэлектрического пирометра для измерения температуры инструмента, детали и стружки

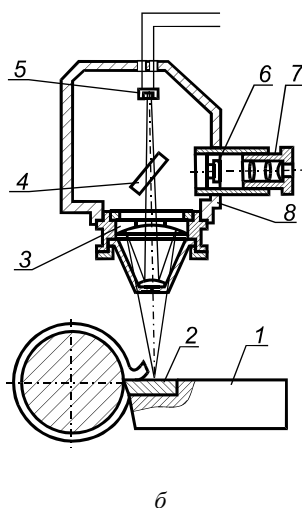
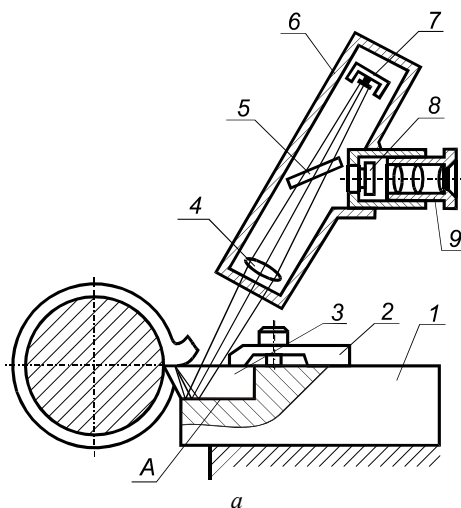


Рисунок 5.17 – Схемы приборов для измерения температуры при точении:
а – прозрачным; б – непрозрачным инструментом

Инфракрасные лучи из заданной точки зоны резания, отражаясь от опорной зеркальной плоскости *A*, фокусируются объективом на приемник инфракрасного излучения. Визуальное наблюдение за зоной резания обеспечивается окуляром с сеткой и подвижным зеркалом. Прибор позволяет измерять температуру в любой точке от 150 до 1200°C. Высокая точность измерения ($\pm 2 \dots 3\%$) обеспечивается специальным зеркальным объективом, а также электронной схемой усилителя. Приемник инфракрасного излучения принимает сигналы с площадки размером $0,04 \times 0,07 \text{ мм}^2$. Таким образом, имеется возможность измерять темпера-

туру в любой точке зоны резания на режущей кромке, на передней и задней поверхностях инструмента и т.д. (рис. 5.18).

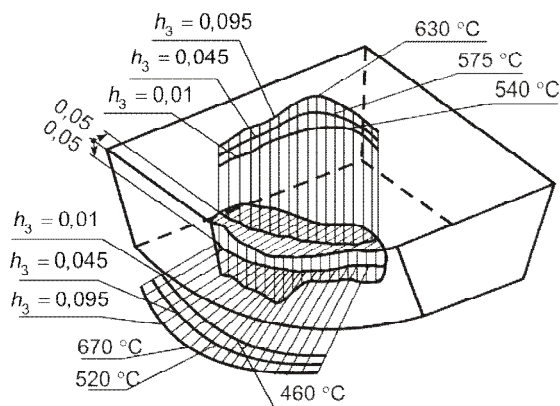


Рисунок 5.18 – Распределение температуры на поверхности лейкосапфирового резца при точении стали 45 при различном износе h_3

или оценивать термический режим объекта по температуре в отдельной точке весьма затруднительно. В этих случаях желательно иметь значительно больший объем информации, которую можно было бы получать, располагая тепловым изображением объекта. В последние годы для этой цели все чаще используют инфракрасную (ИК) аппаратуру, в частности, тепловизоры, позволяющие с достаточно высокой точностью фиксировать температурное поле тела [16].

Современный тепловизор – сложный измерительно-вычислительный комплекс, предназначенный для бесконтактного одновременного измерения температуры всех точек поверхности объекта (рис. 5.19). В качестве детекторов излучения в тепловизорах применяются термоэлектрические, силиконовые, сернистые и пироэлектрические термопреобразователи. Тепловизоры новых моделей обычно снабжаются многоэлементными приемниками излучения. Детекторы излучения преобразуют оптический сигнал в электрический, который затем с помощью компьютера усиливается, оцифровывается и представляется в виде температурной карты резца на экране дисплея.

Современные тепловизоры способны регистрировать температурные поля в диапазоне температур 500...1500°C. Их разрешающая способность составляет 1...2°C.

Приборы такого типа могут быть использованы для измерения температуры не только на площадке контакта, но и в любой точке режущей части резца (см. рис. 5.17 б). Это используется в тех случаях, когда инструментальный материал не прозрачен для инфракрасных лучей или когда сходящая стружка закрывает контактную площадку. Зная температуру в точках вне площадки контакта и используя известные закономерности распределения температур, можно теоретически рассчитать температуру в любой точке режущей кромки.

Рассмотренные ранее приборы позволяют измерять температуру в ограниченной зоне, практически в точке. Однако оптимизировать технологический процесс

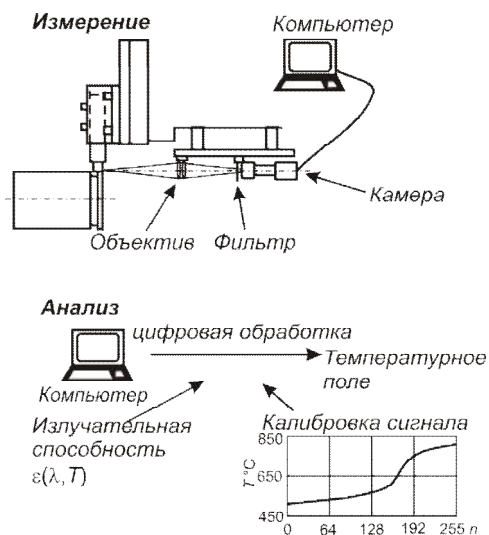


Рисунок 5.19 – Схема и этапы измерения температуры при свободном ортогональном резании с помощью тепловизора [16]

5.3. Аналитические методы расчета температурных полей в системе резания

Основным недостатком всех экспериментальных методов является сложность, а иногда и невозможность с их помощью получить достоверные температурные поля в стружке, заготовке и режущем лезвии инструмента. Поэтому в последнее время рядом отечественных и зарубежных исследователей были разработаны методы аналитического расчета температурных полей. Среди них наибольшее распространение нашли: метод непосредственного решения дифференциального уравнения теплопроводности (5.2), метод источников тепла и др.

5.3.1. Аналитический метод решения задачи теплопроводности в режущем лезвии

Для использования этого метода [13] необходимо задание законов изменения температуры по контактным поверхностям режущего лезвия, которые устанавливаются непосредственными измерениями (рис. 5.20). Температурное поле в режущем лезвии формируют тепловые потоки q_1 и q_2 , поступающие со стороны передней и задней поверхностей.

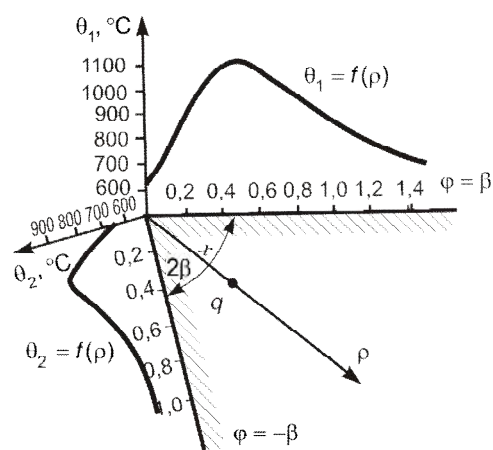


Рисунок 5.20 – Графики изменения температуры по поверхностям режущего лезвия

Принимаются следующие условия. Теплота, поглощаемая контактными поверхностями инструмента, распространяется внутри него, вызывает повышение температуры. Инструмент представлялся в виде полубесконечного клина. Поверхности, ограничивающие клин, плоские. Фаски и канавки, расположенные на передней поверхности, не учитывались, что позволило упростить форму клина. В центре клина на расстоянии x от его вершины (см. рис. 5.20) находится сток теплоты постоянной интенсивности. Теплофизические свойства инструментального материала не зависят от температуры.

Дифференциальное уравнение теплопроводности в полярной системе координат с непрерывно действующим, сосредоточенным стоком теплоты (см. рис. 5.20) имеет вид:

$$\frac{\partial^2 \theta}{\partial \rho^2} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \theta}{\partial \rho} \right) + \frac{1}{\rho^2} \left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial \varphi^2} \right) = q [\delta(\rho - x) / \lambda_n \rho] \delta(\varphi); \quad (5.3)$$

$$(0 \leq \rho < \infty, \quad -\beta \leq \varphi \leq \beta),$$

где λ_n – коэффициент теплопроводности инструментального материала; x – расстояние стока теплоты q от вершины реза;

$$\delta(\rho - x) = \begin{cases} 0 & \text{при } \rho \neq x \\ \infty & \text{при } \rho = x \end{cases} \quad \text{– дельта-функция Дирака.}$$

Распределение температуры по контактным поверхностям реза (граничные условия I рода) определялось на основании исследований с использованием перерезаемых термпар и аппроксимировалось выражениями вида:

$$\theta(\rho, \beta) = \theta_0 + \beta_1 \rho^2 \exp(-C_1 \rho) ;$$

$$\theta(\rho, \beta) = \theta_0 + \beta_2 \rho^2 \exp(-C_2 \rho) .$$

По полученным формулам с помощью вычислительной техники рассчитаны температурные поля резца (ВК8) при резании титанового сплава BT5 (рис. 5.21) [14].

Как показали расчеты, температура внутри инструмента распределяется неравномерно, что обусловлено особенностями как скольжения стружки, так и теплообмена инструмента с остальными элементами системы резания. Обращает на себя внимание то обстоятельство, что значительные изменения температуры сосредоточены в сравнительно небольшом объеме режущего клина. Максимальная температура (около 1100°C) имеет место на расстоянии примерно 0,5 мм от режущей кромки, тогда как на режущей кромке она немногим превышает 600°C. Такое распределение температуры свидетельствует не только о ее высоком уровне, но и о больших ее градиентах.

Несмотря на преимущества разработанного метода, его нельзя считать чисто аналитическим, т.к. требует для своей реализации экспериментально установленных законов изменения температуры на передней и задней поверхностях инструмента. Поэтому более широкое практическое применение нашел метод источников тепла, предложенный советским ученым Н.Н. Рыкалиным и развитый для резания А.Н. Резниковым.

5.3.2. Метод источников теплоты

Использование метода источников тепла позволяет сравнительно простыми математическими способами получать приемлемые инженерные решения по определению температурных полей [1, 2, 10, 15]. Сущность метода источников состоит в следующем: температурное поле, возникающее в теплопроводном теле под действием источника тепла любой формы, движущегося или стационарного, действующего временно или непрерывно, можно получить как результат той или иной комбинации температурных полей, возникающих под действием системы точечных мгновенных источников.

На основании дифференциального уравнения теплопроводности Томсоном (Кельвином) было найдено главное решение, описывающее процесс распространения тепла в неограниченном теле, в котором вспыхнул и мгновенно погас (т.е. время $\tau = 0$) точечный источник, выделивший q Дж тепла. Предполагается, что до начала процесса все точки тела имели одинаковую температуру, а влиянием теплообмена наружных поверхностей тела с окру-

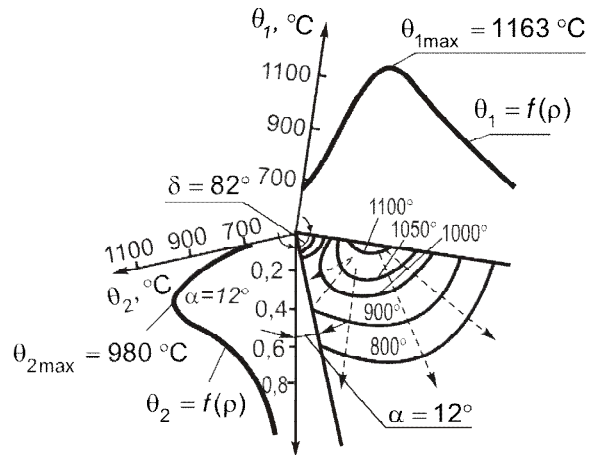


Рисунок 5.21 – Распределение температуры в инструменте, определенное расчетным путем

жающей средой можно пренебречь. Для этих условий уравнение, описывающее температурное поле, возникшее под действием мгновенного точечного источника, имеет вид:

$$\theta_{\tau}(x, y, z, \tau) = \frac{q}{\lambda \sqrt{\omega} (4\pi\tau)^{3/2}} e^{-\frac{(x_n - x)^2 + (y_n - y)^2 + (z_n - z)^2}{4\omega\tau}}, \quad (5.4)$$

где $\theta_{\tau}(x, y, z, \tau)$ – температура любой точки тела с координатами x, y, z , возникающая через τ с после начала действия мгновенного точечного источника тепла; x_n, y_n, z_n – координаты мгновенного точечного источника; λ, ω – соответственно коэффициенты теплопроводности и температуропроводности материала твердого тела.

Используя уравнение (5.4), можно получить выражения, описывающие температурные поля, возникающие под действием источников различной формы, показанных на рис. 5.22 [1, 6, 15]. Относительно тела, где они действуют, источники могут быть стационарными, движущимися и быстро движущимися. К последним относятся такие, у которых относительная скорость перемещения V больше скорости распространения тепла впереди источника. Принадлежность источника к быстро движущимся определяется величиной безразмерного критерия Пекле [1]:

$$Pe = \frac{Va}{\omega} \geq 20,$$

где a – толщина срезаемого слоя.

Чтобы сложный процесс распространения теплоты при резании материалов сделать доступным математическому описанию, его следует схематизировать, выделяя главные особенности, пренебрегая второстепенными. Схематизация производится как в отношении форм источников тепла, так и в упрощении форм тел, составляющих зону резания. Так, например, для случая точения нагрев зоны резания является

результатом распространения теплоты деформации обрабатываемого материала и теплоты трения на контактных поверхностях инструмента. Исследования по изучению деформаций в зоне резания показывают, что области, в которых происходит тепловыделение, с повышением скорости резания занимают все меньший объем. Это дает основание для практически применяемых режимов работы полагать источники теплообразования сосредоточенными, плоскими или полосовыми. Поэтому теплоту деформации можно представить в виде плоского источника, расположенного на плоскости сдвига OM (рис. 5.23). Часть этой теплоты (определяемая коэффициентом b^*) уходит в заготовку, образуя источник $(1-b^*)q_d$, показанный на рис. 5.23, где для удобства обзора заготовка, стружка и резец раздвинуты. Другая часть интенсивностью b^*q_d представляет ту часть теплоты деформации, которая уносится стружкой.

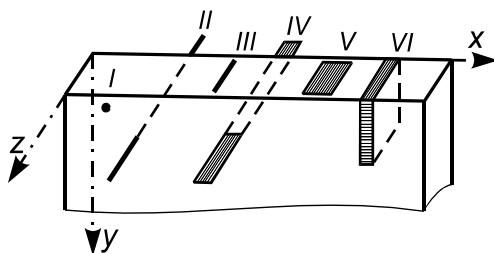


Рисунок 5.22. Типы источников тепла:
I – точечный; II – линейный; III – линейный ограниченный; IV – полосовой; V – плоский; VI – объемный

Теплота трения на передней поверхности может быть представлена в виде плоского источника переменной интенсивности q_{1T} , расположенного на площадке размерами $l_1 \times b$, а на задней поверхности – в виде плоского источника интенсивностью q_{2T} , расположенного на площадке размерами $l_2 \times b$.

На контактных поверхностях резец обменивается теплом со стружкой и поверхностью резания. С целью

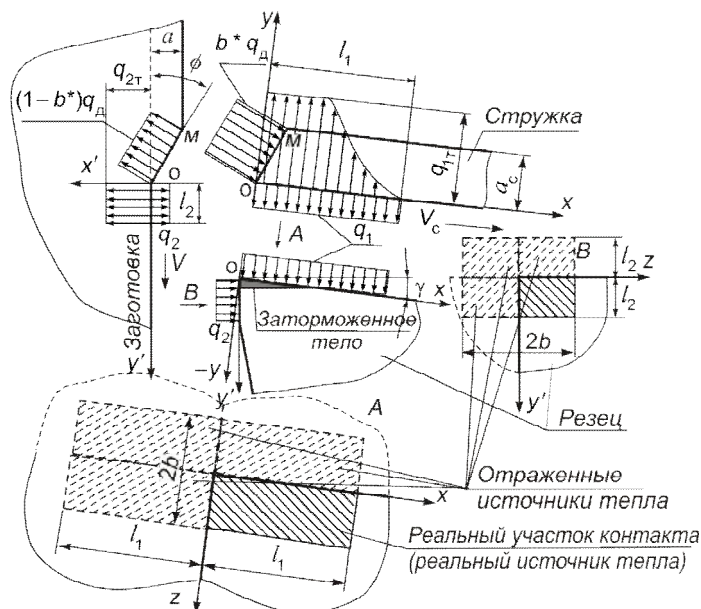


Рисунок 5.23 – Схема действия тепловых источников в зоне резания

упрощения картины, в первом приближении, теплообмен резца со стружкой и заготовкой представляется соответственно в виде источников постоянной интенсивности q_1 и q_2 [1]. Каждый из тепловых потоков q_1 и q_2 может быть направлен в инструмент ($q > 0$) или из него ($q < 0$). Предполагается также, что за пределами источников и стоков все поверхности заготовки, стружки и резца не отдают теплоту в окружающую среду. Как установлено, при резании без принудительного охлаждения этим решением вносится незначительная погрешность в определение температур.

Определенной схематизации подвергается и форма тел зоны резания. Производя отражение стружки и источников, на ней действующих, относительно ее боковых сторон, удастся представить эти источники как полосовые (см. рис. 5.22), действующие на поверхности стержня (стружки) бесконечной длины. Реальное режущее лезвие с тепловыми источниками q_1 и q_2 отражается относительно вспомогательной задней поверхности и сводится к бесконечному клину, на поверхностях которого действуют плоские источники размерами $(2b) \times l_1$ и $(2b) \times l_2$, или к полупространствам с тепловыми источниками $2b \times 2l_1$ и $2b \times 2l_2$ (см. рис. 5.23).

Тогда, с использованием принципа суперпозиции, температура на поверхности контакта между стружкой и инструментом (со стороны стружки) определяется зависимостью:

$$\theta_{1C} = (1 + C)\theta_d + \theta_{1T} - \theta_1, \quad (5.5)$$

где θ_d – температура, возникающая вследствие деформации материала в зоне первичной пластической деформации; θ_{1T} – температура, создаваемая источником тепла трения интен-

сивностью q_{1T} ; θ_1 – снижение температуры, создаваемое стоком тепла интенсивностью q_1 ; C – коэффициент, который учитывает подогрев срезаемого слоя за счет предыдущего хода инструмента. Его значение может быть определено из [1]:

$$C \approx \begin{cases} 0,23 \exp[-40(0,15 - \varphi_0)^2] & \text{при } 0,001 < \varphi_0 < 0,15 \\ 0,23 \exp[-3,5(\varphi_0 - 0,15)^2] & \text{при } 0,15 < \varphi_0 < 2, \end{cases}$$

где $\varphi_0 = 7,9810^{-2} Va^2 / (\omega d)$; V , a , d – соответственно, скорость резания, м/с, толщина срезаемого слоя, м, и диаметр обработки, м; ω – коэффициент температуропроводности материала стружки, м²/с.

Рассмотрим методику определения каждого составляющего. Общее количество теплоты деформации в зоне сдвига равняется работе пластической деформации [6]:

$$Q_d = E_d = \bar{\tau}_\phi \varepsilon abV,$$

где $\varepsilon = \operatorname{ctg} \phi + \operatorname{tg}(\phi - \gamma)$ – относительный сдвиг стружки; $\bar{\tau}_\phi$ – среднее касательное напряжение в зоне сдвига.

Относя Q_d к площади поверхности сдвига ($ab \sin \phi$), получим формулу для определения интенсивности теплового потока деформации q_d :

$$q_d = \bar{\tau}_\phi \varepsilon V \sin \phi. \quad (5.6)$$

Поскольку тепло деформации распределяется между стружкой и заготовкой, то на торец стружки будет действовать только часть источника q_d , интенсивность которого равняется $b^* q_d$, где коэффициент b^* определяется путем решения балансовой задачи между стружкой и заготовкой [1]:

$$b^* = \frac{1}{\left(1 + \frac{1,33 K_L}{K_{\text{сн}}} \sqrt{\frac{\omega \sin \phi}{Va}}\right)}, \quad (5.7)$$

где K_L – коэффициент продольной усадки стружки; $K_{\text{сн}}$ – коэффициент, который учитывает ограниченность ширины быстродвижущегося теплового источника деформации [10].

Используя решение задачи по определению температуры от плоского быстродвижущегося источника, действующего на торце неограниченного стержня [1], имеем:

$$\theta_d = \frac{b^* q_d \omega K_L}{\lambda V} = \frac{b^* \bar{\tau}_\phi \varepsilon \omega K_L \sin \phi}{\lambda}$$

или

$$\theta_d = \frac{b^* \bar{\tau}_\phi \varepsilon K_L \sin \phi}{C_v}, \quad (5.8)$$

где λ – коэффициент теплопроводности материала стружки, Вт/м·К; $C_v = \lambda / \omega$ – объемная теплоемкость материала стружки, Дж/м³·К.

На основе анализа формулы (3.7) установлено, что $\bar{\tau}_\phi$ определяется истинным сопротивлением на разрыв обрабатываемого материала и температурой в области основных деформаций зоны сдвига [17]:

$$\bar{\tau}_\phi = K_c S_b (1 - b_\theta \theta_d), \quad (5.9)$$

где $K_c \approx 0,97$ – коэффициент взаимосвязи между средним и максимальным касательными напряжениями в области сдвига; $S_b = R_m / (1 - 0,01Z)$ – истинное сопротивление на разрыв, Па; R_m – предел прочности при растяжении, Па; Z – относительное сужение при растяжении, проц.; $b_\theta = 5 \cdot 10^{-4}$ – коэффициент, который учитывает влияние температуры на предел текучести, 1/°С.

Решив совместно формулы (5.8) и (5.9), после преобразований получим выражение для максимальной температуры возле верхней границы зоны стружкообразования и средней касательного напряжения $\bar{\tau}_\phi$ [18]:

$$\theta_d = \frac{\theta_s}{1 + b_\theta \theta_s}, \quad \bar{\tau}_\phi = \frac{K_c S_b}{1 + b_\theta \theta_s}, \quad (5.10)$$

где $\theta_s = \frac{b^* K_c S_b \varepsilon K_L \sin \phi}{C_v}$.

Подставим в формулу для θ_s приведенные ранее выражения для ε и K_L из (3.11). Тогда после упрощений она примет вид:

$$\theta_s = \frac{b^* K_c S_b \cos \gamma}{C_v \sin \phi}. \quad (5.11)$$

Температура θ_1 от действия быстродвижущегося источника равномерной интенсивности q_1 , Вт/м², на поверхности полупространства (стружки) в подвижной системе координат, связанной с источником, равняется [1]:

$$\theta_1 = \frac{2q_1}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_1 K_L}{\pi V}} \tau_1 L_{mc}, \quad (5.12)$$

где l_1 – длина контакта стружки по передней поверхности, м;

$$\tau_1 = \begin{cases} \sqrt{\psi} \\ \sqrt{\psi} - \sqrt{\psi - 1} \end{cases} \quad \text{при} \quad \begin{cases} \psi = x / l_1 \leq 1 \\ \psi = x / l_1 > 1 \end{cases}, \quad (5.13)$$

где x – расстояние от центра системы координат источника тепла до рассматриваемой точки на передней поверхности; L_{mc} – коэффициент, учитывающий влияние отраженных источников, которые вводятся из-за ограниченности толщины стружки [1]:

$$L_{mc} = 1 \text{ при } x = \frac{K_L^2 a^2 V}{l_1 \omega} > 1,62 ,$$

$$L_{mc} = 1,18/x^{0,35} \text{ при } x \leq 1,62 .$$

Выражение для определения температуры θ_{1T} имеет вид, аналогичный формуле (5.12). Сложный характер распределения интенсивности источника q_{1T} учитывается введением коэффициента формы источника K_F [10]:

$$\theta_{1T} = \frac{2q_{1T}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_1 K_L}{\pi V}} \tau_1 L_{mc} K_F , \quad (5.14)$$

где параметр τ_1 определяется аналогично (5.13).

Следует отметить, что в формуле (5.14) интенсивность источника q_{1T} может быть определена, исходя из характера распределения касательных напряжений трения q_{F_1} вдоль контактного участка l_1 . Откуда:

$$q_{1T} = q_{F_1} V / K_L , \quad (5.15)$$

где величина q_{F_1} определяется эпюрой, представленной на рис. 3.55.

Рассмотрим схему определения температуры на участке контакта между поверхностью резания и задней поверхностью инструмента (ЗПИ). Как и в предыдущем случае, температура в этой зоне $\theta_{2п.р}$ (со стороны поверхности резания) определяется частью тепла деформации, перешедшего в заготовку, источником q_{2T} от трения ЗПИ по поверхности резания и стоком тепла в инструмент интенсивностью q_2 . Отсюда получим:

$$\theta_{2п.р} = (1 + C) (\sqrt{\psi_{и}} - \sqrt{\psi_{и} - 1}) \theta_{д} + \theta_{2T} - \theta_2 , \quad (5.16)$$

где $\psi_{и} = 1 + y' \operatorname{tg} \phi / a$; θ_{2T} – температура, создаваемая ленточным быстродвижущимся источником q_{2T} ; y' – расстояние от центра системы координат источника тепла до рассматриваемой точки на ЗПИ.

Очевидно, что закон изменения интенсивности источника q_{2T} будет определять характер изменения температуры на ЗПИ. В разные времена его предполагали равномерным [17, 28], распределенным по треугольному [2] или экспоненциальному закону [1]. Как показали последние исследования, закон распределения интенсивности источника трения по задней поверхности, определяемый характером изменения касательных напряжений (см. рис. 3.81), мало отличается от равномерного. Поэтому, используя аналогичную передней поверхности методику, θ_{2T} рассчитываем, как и θ_{1T} :

$$\theta_{2\tau} = \frac{2q_{2\tau}}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_2}{\pi V}} \tau_2, \quad (5.18)$$

где l_2 – ширина контактного участка по задней поверхности, м;

$$\tau_2 = \begin{cases} \sqrt{\Psi_2} \\ \sqrt{\Psi_2} - \sqrt{\Psi_2 - 1} \end{cases} \quad \text{при} \quad \begin{cases} \Psi_2 = y'/l_2 \leq 1 \\ \Psi_2 = y'/l_2 > 1 \end{cases}.$$

Интенсивность источника $q_{2\tau}$ определяется, исходя из величины касательных напряжений трения q_{F_2} на задней поверхности:

$$q_{2\tau} = q_{F_2} V.$$

Температура θ_2 определяется аналогично θ_1 на передней поверхности (см. формулу (5.12)):

$$\theta_2 = \frac{2q_2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_2}{\pi V}} \tau_2. \quad (5.19)$$

Температура контактных участков из стороны инструмента в тех же точках режущего лезвия будет определяться суммой температур, создаваемых всеми действительными и отраженными от вспомогательной задней поверхности источниками q_1, q_2 (см. рис. 5.23):

$$\theta_1 = T_1 q_1 + T_2 q_2; \quad (5.20)$$

$$\theta_2 = T'_1 q_1 + T'_2 q_2, \quad (5.21)$$

где $T_1 = \frac{\mathfrak{I}_1}{2\pi\lambda_{\text{и}}}$ (T с другими индексами рассчитываются аналогично); (5.22)

\mathfrak{I}_1 – интегральная функция, которая определяет температуру в точке участка режущего лезвия с координатами x, y, z , которая создается плоским источником с размерами $(2b) \times l_1$; $\lambda_{\text{и}}$ – коэффициент теплопроводности инструментального материала, Вт/м К.

Выражение для функции \mathfrak{I}_1 получается путем решения интеграла, отражающего переход от множества точечных источников, расположенных на участке $(2b) \times l_1$, к плоскому:

$$\mathfrak{I}_1(x, y, z) = \int_0^{l_1} dx_{\text{и}} \int_{-b}^{+b} \frac{dz_{\text{и}}}{\sqrt{(x_{\text{и}} - x)^2 + y^2 + (z_{\text{и}} - z)^2}}, \quad (5.23)$$

где x, y – координаты точки, в которой рассчитывается температура; $x_{\text{и}}, y_{\text{и}}$ – координаты точечного источника.

Вариант точного решения этого интеграла впервые получен А.Н. Резниковым, а впоследствии оно было уточнено в [4] и [55]. Окончательно оно имеет вид [55]:

$$\begin{aligned}
\mathfrak{T}_1(x, y, z) = & x \ln \frac{z+b+\sqrt{x^2+y^2+(z+b)^2}}{z-b+\sqrt{x^2+y^2+(z-b)^2}} - (x-l_1) \ln \frac{z+b+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z+b)^2}}{z-b+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z-b)^2}} + \\
& + (z+b) \ln \frac{x+\sqrt{x^2+y^2+(z+b)^2}}{x-l_1+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z+b)^2}} - (z-b) \ln \frac{x+\sqrt{x^2+y^2+(z-b)^2}}{x-l_1+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z-b)^2}} - \\
& - \left\{ y \left[\arcsin \frac{(z+b)\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z+b)^2}+y^2+(z+b)^2}{\left[z+b+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z+b)^2} \right] \sqrt{y^2+(z+b)^2}} - \right. \right. \\
& \quad \left. \left. - \arcsin \frac{(z+b)\sqrt{x^2+y^2+(z+b)^2}+y^2+(z+b)^2}{\left[z+b+\sqrt{x^2+y^2+(z+b)^2} \right] \sqrt{y^2+(z+b)^2}} - \right. \right. \\
& \quad \left. \left. - \arcsin \frac{(z-b)\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z-b)^2}+y^2+(z-b)^2}{\left[z-b+\sqrt{(x-l_1)^2+y^2+(z-b)^2} \right] \sqrt{y^2+(z-b)^2}} + \right. \right. \\
& \quad \left. \left. + \arcsin \frac{(z-b)\sqrt{x^2+y^2+(z-b)^2}+y^2+(z-b)^2}{\left[z-b+\sqrt{x^2+y^2+(z-b)^2} \right] \sqrt{y^2+(z-b)^2}} \right] \right\}, \quad (5.24)
\end{aligned}$$

где x, y, z – координаты рассматриваемой точки режущего лезвия в системе координат плоского источника (x – по направлению длины источника (l_1), z – по направлению его ширины (b), y – перпендикулярно двум первым осям).

T_2 определяется аналогично (5.22) и (5.24), но вместо l_1 подставляется l_2 и координата x изменяется на y' , а y – на x' (см. рис. 5.23). Параметры T'_1 и T'_2 рассчитываются аналогично T_1 и T_2 : T'_1 – когда источник размещается на передней поверхности, а точки с координатами x, y, z – находятся на задней, и наоборот – для T'_2 .

В полученных формулах есть два итоговых тепловых потока в инструмент q_1, q_2 , а также коэффициент K_F , зависящий от координаты x . Но поскольку режущий инструмент находится практически в беззазорном контакте как со стружкой, так и с поверхностью резания, то для расчета q_1 и q_2 неизвестных интенсивностей принимается предельное условие 4-го рода: равенство контактных температур контактирующих тел. При этом коэффициент K_F достаточно определить для одной произвольной точки на передней поверхности. По данным [10] для точки с максимальной температурой, которая имеет место при $x=l_0=l_1/2$, $K_F=0,71$. После этого сравниваются попарно уравнения (5.5) и (5.20), а также (5.16) и (5.21). Получим систему двух линейных уравнений (5.25) с двумя неизвестными q_1 и q_2 ,

решив которую можно потом рассчитать все температурное поле инструмента, стружки и обрабатываемой заготовки:

$$\begin{cases} (1+C)\theta_d + \frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_1 K_L}{\pi V}} \tau_1 L_{mc} (K_F q_{1T} - q_1) = T_1 q_1 + T_2 q_2, \\ (1+C)(\sqrt{\psi_n} - \sqrt{\psi_n - 1})\theta_d + \frac{2}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega l_2}{\pi V}} \tau_2 (q_{2T} - q_2) = T'_1 q_1 + T'_2 q_2. \end{cases} \quad (5.25)$$

Пример такого расчета показан на рис. 5.24. Из него видно, что наибольшее количество теплоты концентрируется в тонких слоях стружки, прилегающих к передней поверхности. Здесь температура намного превышает температуру в зоне сдвига.

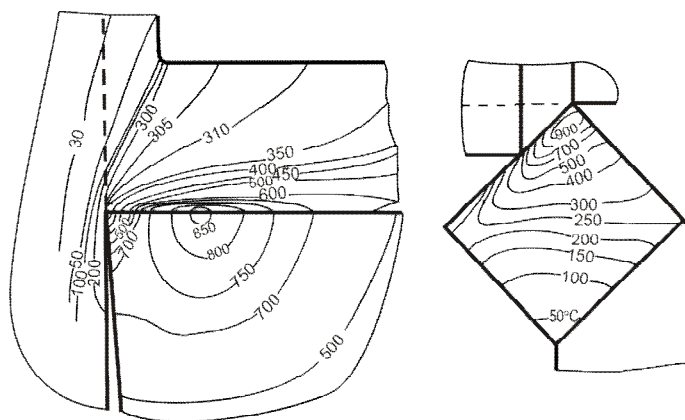


Рисунок 5.24 – Температурные поля в стружке, заготовке и резце при точении стали ШХ15 резцом из твердого сплава Т14К8 [19]: $V = 80$ м/мин; $S = 0,5$ мм/об; $t = 4,1$ мм

По мере удаления от передней поверхности резца температура слоев стружки резко падает. В прирезцовом слое максимальная температура наблюдается в середине длины площадки контакта. От этой области температура убывает как по направлению к режущей кромке, так и по направлению к точке отрыва стружки от передней поверхности. Температура обрабатываемого материала, лежащего ниже поверхности резания, значительно меньше температур в стружке и на площади сдвига.

Режущее лезвие также нагревается неравномерно. Сильнее всего разогрет участок передней поверхности, расположенный посередине площадки контакта, тогда как у вершины уровень температур меньше. По мере удаления от передней поверхности температура в режущем лезвии изменяется гораздо медленнее, чем температура в стружке.

Приведенная методика в качестве исходной предпосылки предполагает равномерными интенсивности тепловых источников, направленных в инструмент. Однако, последние исследования показывают, что закон изменения q_1 и q_2 определяется целым рядом факторов, как то: величинами температур на контактных участках, соотношением длин контактов на передней и задней поверхностях, теплопроводностями обрабатываемого и инструментального материалов, наличием заторможенного тела и др. Реальный закон изменения q_1 и q_2 можно установить, представив их эпюры в виде комбинации элементарных равномерных источни-

ков разной интенсивности (рис. 5.25). Тогда, решив задачу равенства температур на каждом i -м элементарном участке (аналогично (5.25)), определяются значения q_{1i} и q_{2i} [18]. Один из результатов такого расчета приведен на рис. 5.26, из которого можно сделать следующие выводы.

1. Интенсивность теплового потока в инструмент на участке пластического контакта ППИ определяется соотношением между коэффициентами теплопроводности материалов стружки λ и инструмента $\lambda_{\text{и}}$. Если $\lambda > \lambda_{\text{и}}$ (см. рис. 5.26 а; материалы 45-Т15К6), то интенсивность теплового потока в инструмент q_1 больше на участке пластического контакта и уменьшается при переходе на участок упругого контакта. Когда имеет место обратное соотношение $\lambda < \lambda_{\text{и}}$ (см. рис. 5.26 а; материалы 12Х18Н9Т-ВК8), то резко возрастает интенсивность оттока тепла в инструмент на участке упругого контакта, тем самым уменьшая температуру на этом участке (см. рис. 5.26 в). Заторможенное тело в этом случае играет роль термосопротивления на пути теплового потока. Причем указанный эффект тем больший, чем большее различие между λ и $\lambda_{\text{и}}$.

2. Интенсивность результирующего теплового потока на задней поверхности q_2 приблизительно в 2...3 раза ниже q_1 и является результатом суммарного действия более мощных тепловых источников на ППИ ($q_{\text{т1}}$) и их аналогов на ЗПИ ($q_{\text{т2}}$).

Как видно из рис. 5.26 б, возле вершины заторможенного тела (нароста) еще не нагретые слои поверхности резания заготовки оттягивают на себя тепло, которое выделяется на ЗПИ, и через тело нароста – тепло из ППИ (поэтому $q_2 < 0$). На следующих участках ЗПИ толщина тела нароста увеличивается (возрастает термосопротивление для потока q_1), а интенсивность теплового потока в заготовку q_2 уменьшается и даже изменяет свое направление для инструментов с большими $\lambda_{\text{и}}$ (см. рис. 5.26 б, сплав ВК8). Причем это явление имеет место не только при больших фасках изнашивания h_3 , как это было установлено в [1] (см. рис. 5.26 б), но и при малых, а тепловой поток в инструмент приходится именно на фаску h_3 , из-за чего и температура в этой зоне выше (см. рис. 5.26 в).

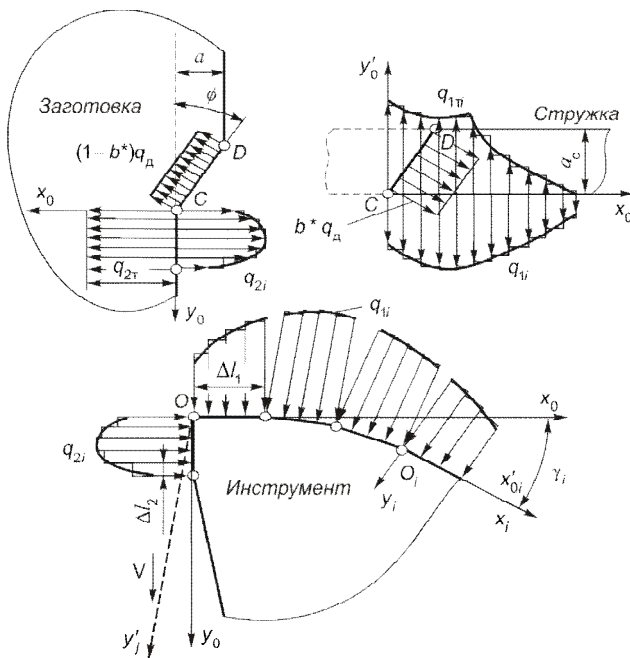


Рисунок 5.25 – Схема для определения законов изменения q_1 и q_2 вдоль контактных площадок на передней и задней поверхностях

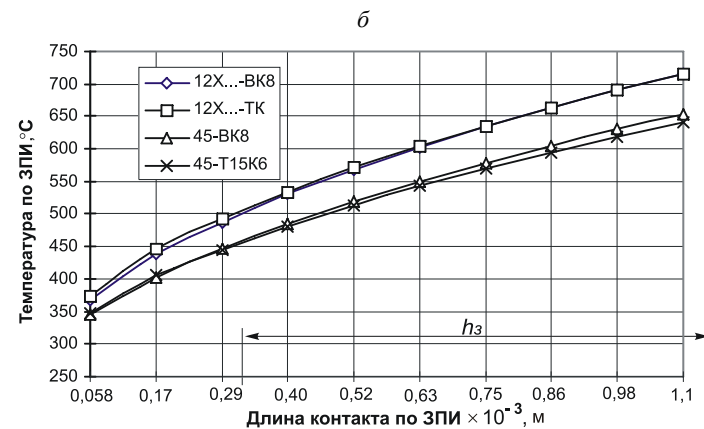
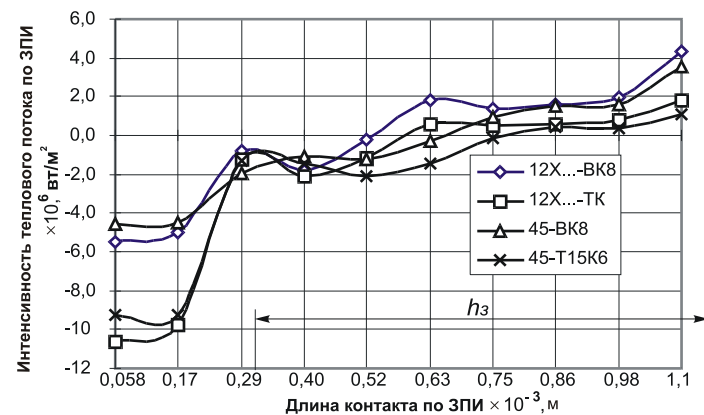
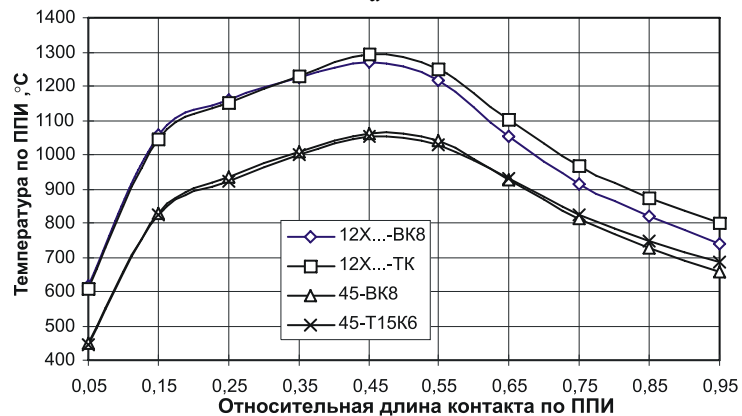
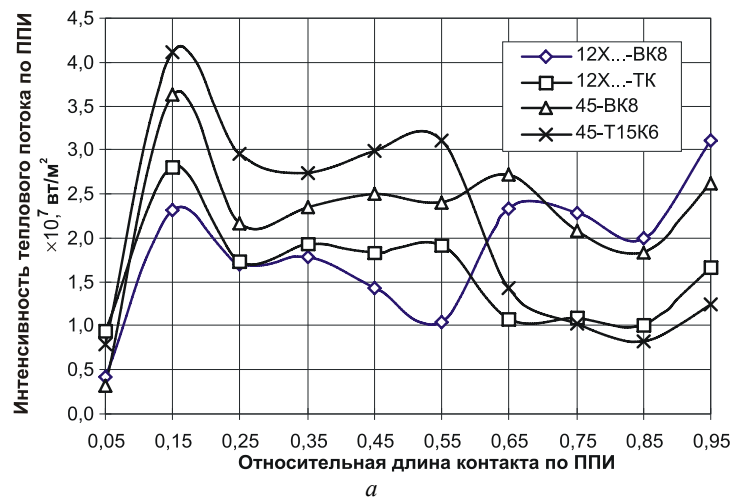


Рисунок 5.26 – Распределение интенсивностей результирующих тепловых потоков в инструмент (а, б) и температур по передней (в) и задней (з) поверхностям при обработке сталей 45 и 12Х18Н9Т резцами из твердых сплавов ВК8 и Т15К6 (ширина фаски износа по ЗПИ – 0,8 мм)

Если $\lambda \leq \lambda_{\text{и}}$, то тепловой поток в заготовку может вообще прекратиться даже на участке нароста через его большое термосопротивление и маленькую интенсивность q_1 на участке пластического контакта ППИ. Тогда все тепло переходит в инструмент, увеличивая тем самым температуру поверхности изнашивания. Аналогичный результат имеет место и в случае обработки малотеплопроводных материалов инструментами с аналогичными свойствами (см. рис. 5.26 *з* – обработка стали 12Х18Н9Т-Т15К6).

3. Для высокотеплопроводных обрабатываемых материалов тепло распространяется преимущественно через заторможенное тело с высокой теплопроводностью (см. рис. 5.26 *в*). Поэтому и температура на ППИ для таких материалов мало зависит от $\lambda_{\text{и}}$ (см. рис. 5.26 *а* – обработка стали 45).

4. Более высокая теплопроводность инструментального материала при малых λ обрабатываемого приводит к незначительному снижению температуры на ЗПИ (от 3 до 10 °С). Тем не менее влияние этого фактора на ЗПИ не столь весомое, как на ППИ (см. рис. 5.26 *з* – обработка стали 12Х18Н9Т). Для высокотеплопроводного обрабатываемого материала увеличение $\lambda_{\text{и}}$ приводит к росту температуры на ЗПИ через усиление влияния тепловых источников на ППИ (см. рис. 5.26 *з* – обработка стали 45). Этим теоретически доказывается целесообразность использования высокотеплопроводных инструментальных материалов группы ВК для резания малотеплопроводных обрабатываемых и наоборот – малотеплопроводных материалов группы ТК для обработки материалов с высоким λ . Выявленные взаимосвязи и являются причиной уменьшения температуры на контактных поверхностях инструмента при обработке стали 45, несмотря на большую величину касательных напряжений трения как на ППИ, так и ЗПИ (см. рис. 5.26 *з*). Без учета результирующих тепловых потоков в инструмент такой вывод был бы невозможный.

5. Увеличение ширины фаски изнашивания по ЗПИ, хотя и повышает интенсивность теплового потока q_2 , но практически не может повлиять на общую картину напряженного, теплового и температурного состояний на ППИ (см. рис. 5.26 *а*), где действуют более мощные тепловые источники. Поэтому температура на ППИ изменяется незначительно для всех комбинаций λ и $\lambda_{\text{и}}$. Несмотря на небольшое снижение касательных напряжений q_{F_2} при $h_3 = 0,8$ мм по причине повышения температуры материала пластической заторможенной зоны по ЗПИ, по всей длине контактной зоны ЗПИ температура возрастает (см. рис. 5.26 *з*).

5.4. Методы численного моделирования тепловых явлений

Необходимость применения численных методов для расчета температуры резания обусловлена невозможностью аналитического решения дифференциального уравнения теплопроводности (5.2) в общем виде для любой, сколь угодно сложной области. Дело в том, что конфигурация элементов системы резания: заготовки, стружки, лезвия, как правило, является очень сложной – без допущений не может быть описана комбинацией тел простой формы.

Методов численного моделирования тепловых явлений в настоящее время известно несколько: это метод конечных разностей (FDM – Finite Difference Method), метод конечных

элементов (FEM – Finite Element Method), метод граничных элементов (BEM – Boundary Element Method) и бессеточный метод (MFM – mesh-free method).

Названные численные методы объединяет единая последовательность расчетов:

- дискретизация (разделение на отдельные части заранее известной формы) области, на которой выполняется решение задачи об определении температурного поля;
- аналитическое решение дифференциального уравнения теплопроводности в каждой из этих областей;
- объединение этих решений с учетом граничных условий в систему уравнений, включающих неизвестные температуры в характерных точках области (узлах);
- решение этой системы уравнений.

Вместе с тем численные методы имеют характерные особенности, определяющие область их рационального применения [60].

Идея **метода конечных разностей** (МКР) состоит в дискретизации исследуемой области элементами (прямоугольниками на плоскости или прямоугольными параллелепипедами в пространстве), соединенными друг с другом в узлах, и имеющие ребра, всегда параллельные осям координат (рис. 5.27). Это позволяет приближенно вычислить производные в дифференциальном уравнении заменой операции дифференцирования отношением приращений соответствующих переменных. Однако невозможность точного описания криволинейных и даже наклонных границ, достаточно большая ошибка вычислений, особенно при больших градиентах температуры, потребовала совершенствования этого метода, что и повлекло за собой создание метода конечных элементов.

В основу **метода конечных элементов** (МКЭ) положена дискретизация исследуемой области элементарными геометрическими фигурами – конечными элементами (КЭ) – в виде треугольников и четырехугольников на плоскости, тетраэдров и параллелепипедов в пространстве. Несмотря на то, что форма КЭ может быть весьма произвольной, а их ребра не обязательно отрезками прямых, все конечные элементы исследуемой области связаны между собой в узлах. Именно через значения температуры в этих узлах строится аналитическое выражение для определения значений температуры в любой точке области КЭ, а, следовательно, и всей исследуемой области. Дифференцируя эти выражения для каждого КЭ и подставляя их в дифференциальное уравнение теплопроводности, получают систему уравнений относительно значений температуры в узловых точках.

По сравнению с МКР МКЭ дает при одном и том же количестве узлов в области меньшую погрешность вычислений за счет возможности геометрического описания с любой заданной точностью криволинейных и наклонных границ исследуемой области, возможности

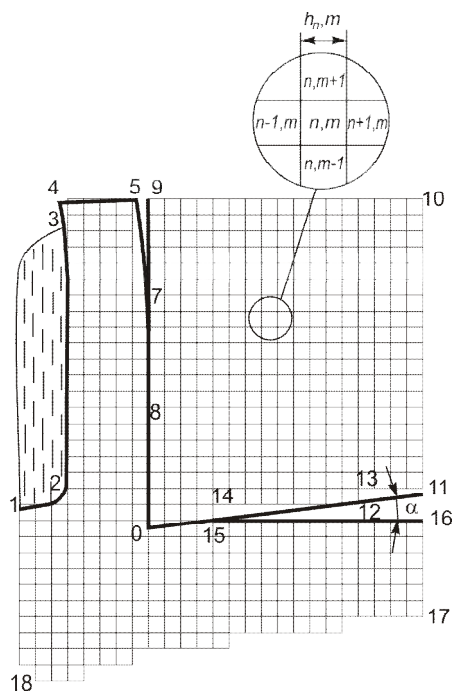


Рисунок 5.27 – Дискретизация области в методе конечных разностей [28]

сгущения сетки КЭ в области с большим градиентом температуры, более точного вычисления производных.

Для построения оптимальных сеток используют специальные алгоритмы формирования КЭ-сетки, наиболее совершенным из которых является алгоритм распространяющегося фронта (advanced front) (рис. 5.28).

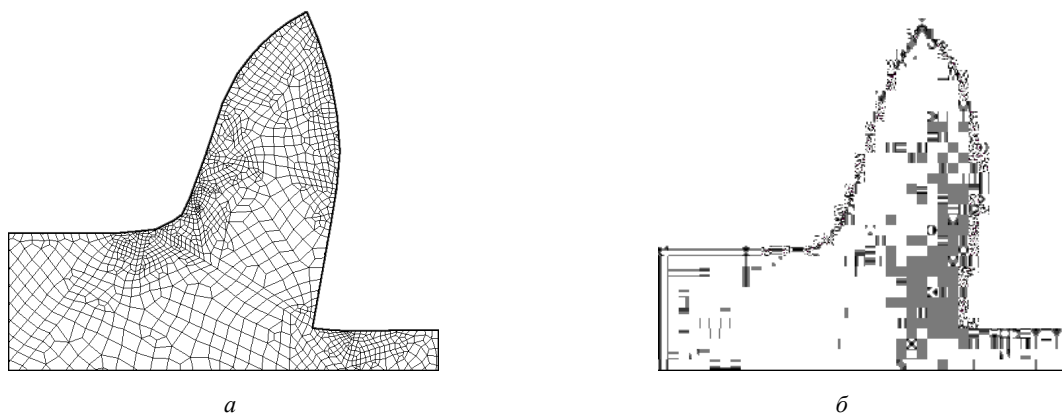


Рисунок 5.28 – Сетка КЭ стружки, сформированная алгоритмом на основе метода декомпозиции контура на выпуклые многоугольники (а) и сетка КЭ стружки, сформированная алгоритмом распространяющегося фронта (б): количество узлов – около 2000

Следует отметить, что метод конечных элементов часто используется для расчета температурных полей не только в системе резания, но и в державке, заготовке, станке и приспособлениях для последующего вычисления температурных деформаций.

Большое количество КЭ, необходимое для получения МКЭ достаточно точного решения задачи теплопроводности, часто существенно увеличивают время расчета. В случае решения стационарных задач в частично ограниченных областях применение **метода граничных элементов** (МГЭ) может существенно сократить время вычислений и обеспечить получение решения с приемлемой точностью. Идея метода заключается в суммировании решений, аналитически построенных для элементарных отрезков границы (рис. 5.29).

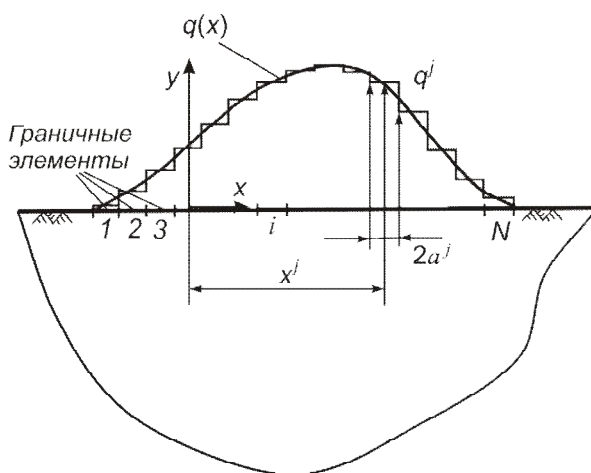


Рисунок 5.29 – Дискретизация границы в методе граничных элементов

В результате суммирования задача сводится к решению системы уравнений, порядок которой определяется лишь количеством узлов на границе исследуемой области, что в 10–1000 раз меньше, чем в КЭ сетке, позволяющей решить задачу с той же точностью.

При расчете температурных полей в системе резания рассматриваются два типа задач: квазистационарные и нестационарные. Задача расчета установившегося во времени температурного поля (например, в процессе непрерывного точения) является квазистационарной задачей. Задача расчета изменяющегося во времени температурного поля (например, в момент врезания инструмента, при фрезеровании и др.) называется нестационарной задачей. В случае решения нестационарной задачи дискретизацию выполняют не только по пространству исследуемой области, но и по времени. В этом случае МКР является наилучшим методом интегрирования по времени уравнения теплопроводности.

Успех решения задачи о расчете температурного поля в системе резания во многом зависит от принятых **граничных условий**. К настоящему времени общепризнанной является схема (рис. 5.30), предполагающая задание:

- граничных условий первого рода (температуры, равной температуре окружающей среды) в узлах поверхностей, отделяющих расчетную область от всего объема заготовки и инструмента (Т);
- граничных условий второго рода, то есть распределения плотности теплового потока на границе контакта инструмента с заготовкой и стружкой (1Т, 2Т). Граничными условиями второго рода также является адиабатическая поверхность (П);
- граничных условий третьего рода в соответствии с законом Ньютона–Рихмана – теплообмен с окружающей средой (О).

Тепловыделение в результате пластической деформации учитывается тем, что в каждом элементе исследуемой области действует объемный источник теплоты, величина которого пропорциональна работе пластической деформации (Д).

При решении нестационарных задач необходимо задать **начальные условия**, часто выражающиеся в равномерном по пространству системы резания распределении температуры, равной температуре окружающей среды.

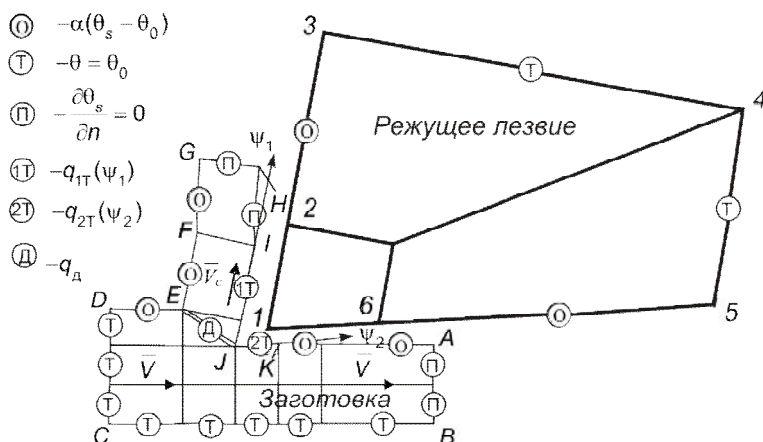


Рисунок 5.30 – Граничные условия

Каков бы не был метод решения дифференциального уравнения теплопроводности, общий алгоритм численного решения стационарных и нестационарных задач расчета температуры в системе резания состоит в том, чтобы выполнить дискретизацию области, задать начальные условия, задать граничные условия, определить каким-либо методом

температурное поле, скорректировать теплофизические свойства материалов, проверить сходимость и, если она не достигнута, повторить расчет, а в случае решения нестационарной задачи перейти к следующему шагу по времени.

Часто задачу расчета температурного поля связывают с задачей расчета напряженно-деформированного состояния (НДС). В этом случае вычисления НДС и температурного поля выполняют методами последовательных решений каждой задачи, добиваясь сходимости результатов.

Для всех численных методов расчета температурного поля исходными данными являются теплофизические свойства материалов системы: коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·°C), теплоемкость c , Дж/(кг·°C), и плотность ρ , кг/м³. Известно, что в общем случае эти параметры зависят от температуры системы [29]. Например, для стали 45 в диапазоне от 20 до 700 °C [31]:

$$\rho(\theta) = 7933,3 - 0,2805 \theta;$$

$$c(\theta) = 467,88 + 0,1888 \theta + 0,0006 \theta^2;$$

$$\lambda = 40,641 - 0,0096 \theta.$$

Для твердых сплавов имеет место такая же картина. Например, теплопроводность λ твердого сплава ВК8 при повышении температуры с 20 до 500 °C увеличивается на 40%, а его теплоемкость уменьшается на 32% [32].

Следует отметить, что вследствие характерных для многих материалов фазовых превращений указанные зависимости могут быть скачкообразными в широком диапазоне температур (рис. 5.31) [30].

В случае, когда не пренебрегают теплообменом с окружающей средой, задают коэффициент теплоотдачи α , который в общем случае зависит от температуры окружающей среды.

Основные решения в области численного моделирования тепловых процессов при резании были получены для задач:

- расчет температурного поля стружки, заготовки и инструмента при установившемся прямоугольном резании;
- расчет температурного поля стружки, заготовки и инструмента при неустановившемся прямоугольном резании;
- расчет температурного поля стружки, заготовки и инструмента при прямоугольном резании инструментом с покрытием;
- расчет трехмерного температурного поля в процессах: косоугольного резания, фрезерования, зубофрезерования и др.

Задача расчета методом конечных разностей 2D температурного поля стружки, заготовки и инструмента при неустановившемся прямоугольном резании одними из первых была

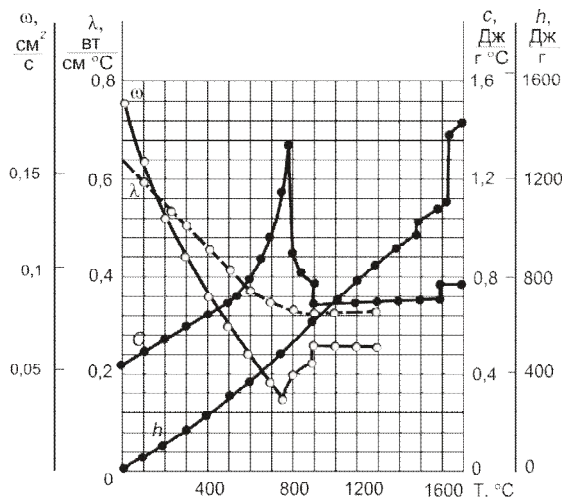


Рисунок 5.31 – Теплофизические свойства стали с 0,1% C: энтальпия h ; истинная теплоемкость c ; коэффициент теплопроводности λ ; коэффициент температуропроводности ω

решена отечественными учеными под руководством проф. В.А. Остафьева в 1970 г. [33]. Форма и размеры стружки, распределение напряжений, деформаций и скоростей брались из эксперимента, что являлось основным ограничением этой модели. Вместе с тем эта методика с успехом применялась для анализа эффективности вновь разрабатываемых марок СОТС и оценки термических напряжений при прерывистом резании [28] (рис. 5.32).

Необходимость экспериментального определения формы стружки, полей напряжений и скоростей деформаций в ней была устранена в 90-е годы с появлением моделей процесса прямоугольного резания [35, 36, 47, 48], способных прогнозировать эти данные. Это позволило исследовать температурное поле при резании с образованием элементарных стружек, таких, как, например, образуются при обработке титановых сплавов (рис. 5.33). Несмотря на малую скорость резания, видно, что температура в стружке достаточно высока (до 700 °С). Это решение, полученное в квазистационарной постановке, показало, что в области, близкой к режущей кромке, температура повышается в результате неустойчивого схода стружки [34].

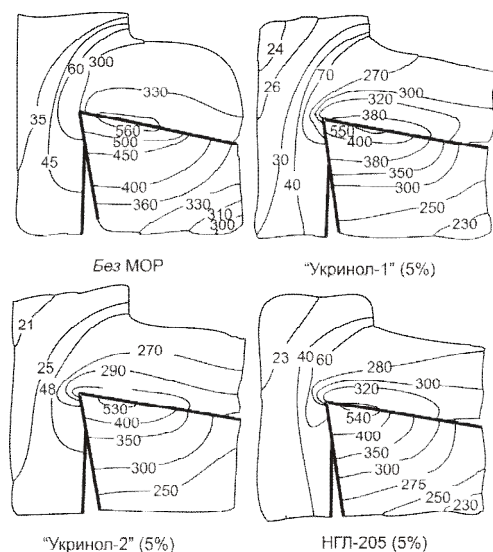


Рисунок 5.32 – Температурное поле при резании стали 40X с различными СОТС на водной основе [28]: инструментальный материал Т15К6; $V = 1,24$ м/с; $S = 0,285$ мм/об; $t = 2,75$ мм; $\gamma = 10^\circ$; $\alpha = 8^\circ$

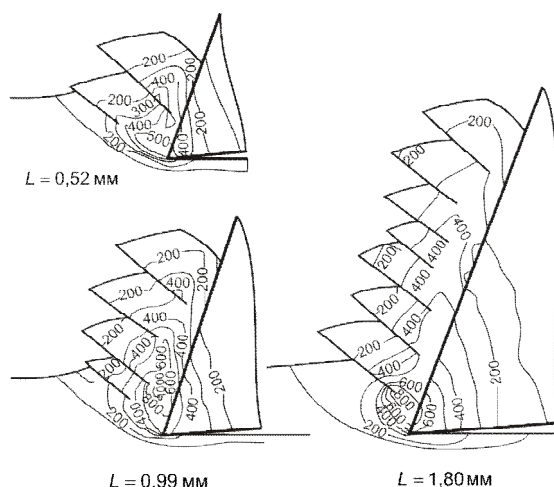


Рисунок 5.33 – Температурное поле при резании Ti-6Al-4V [34]: инструментальный материал – твердый сплав; $V = 30$ м/мин; $S = 0,25$ мм/об; $b = 1$ мм; $\gamma = 20^\circ$; без СОЖ; L – величина перемещения вершины инструмента

Дальнейшие работы в области численного моделирования были направлены на оптимизацию алгоритмов решения, граничных условий и программного обеспечения (ANSYS, COSMOSWorks, ABAQUS, LS-DYNA и др.). Развитие компьютерной техники дало возможность решения связанных нестационарных тепловых задач моделирования процессов резания инструментом с покрытием и расчета температурного поля в нем, процессов врезания и выхода инструмента.

Наличие покрытия на лезвии может быть учтено двумя способами:

- 1) введением термодинамической границы на поверхности контакта стружки и заготовки с инструментом (рис. 5.34);
- 2) созданием слоя КЭ с особыми свойствами, моделирующего исследуемое покрытие (рис. 5.35).

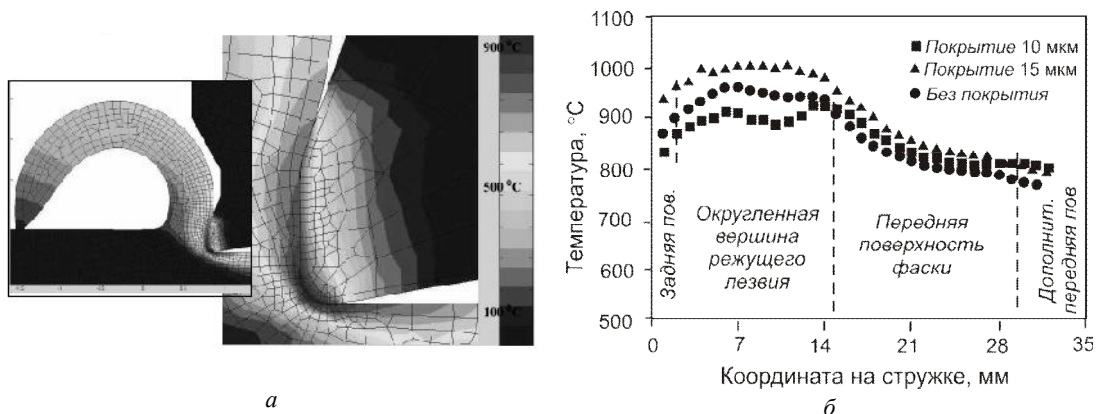


Рисунок 5.34 – Температурное поле при резании с покрытием в постановке «Покрытие как термодинамическая граница» [50]: сталь 40Х – твердый сплав; покрытие $\text{TiCN-Al}_2\text{O}_3\text{-TiN}$; $V = 250$ м/мин; $S = 0,25$ мм/об; $\rho = 0,06$ мм; $h = 15$ мкм; без СОТС

Очевидным преимуществом второго способа является возможность анализа температурного поля покрытий, что может быть основой для их проектирования.

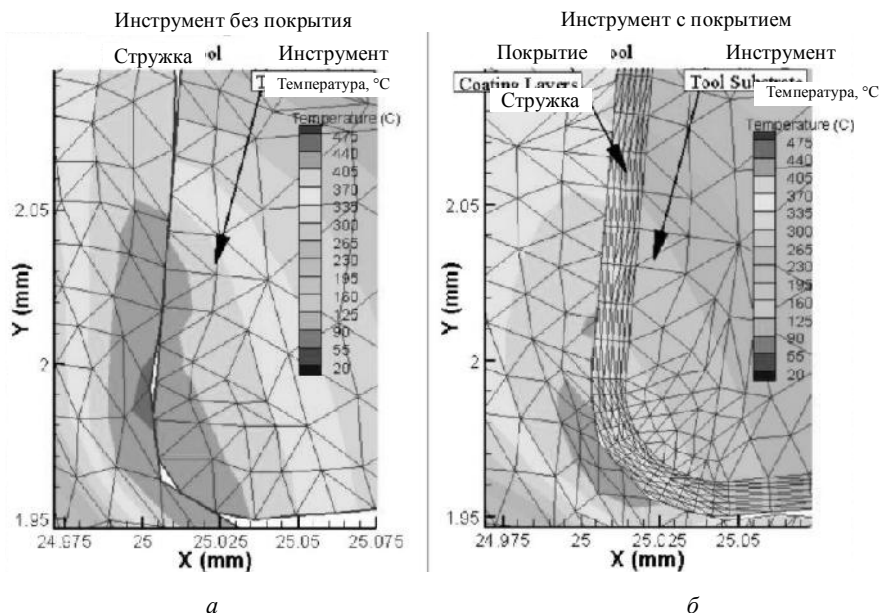


Рисунок 5.35 – Сравнение температурных полей при прямоугольном резании стали твердосплавным инструментом без покрытия (а) и с покрытием (б) (покрытие – слой КЭ) [49]

В последние годы все больше внимания уделяется решению 3D тепловой задачи [38, 39, 40, 46]. Это обусловлено необходимостью анализа допущения о постоянстве температуры вдоль режущей кромки, поскольку реально это допущение не соблюдается (рис. 5.36). Второй причиной является необходимость моделирования сложных рабочих процессов с 3D кинематикой. С помощью 3D расчета температурного поля резца со сменной неперетачиваемой пластиной в ANSYS Chiou Richard Y. и др. показали, что применение теплоотводящих пластин на 50...90 °C снижает температуру режущей части инструмента [42].

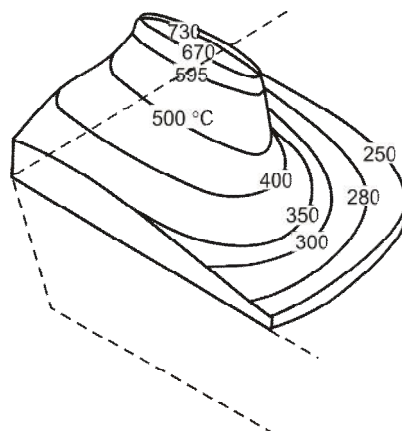


Рисунок 5.36 – Распределение температуры по передней поверхности резца из ВК8 при точении сплава ВТ1-0 [46]

Маекава К. и др. [38] первыми вычислили температурное поле в инструменте и заготовке при концевом фрезеровании (рис. 5.37). Ими показано, что с увеличением скорости резания возрастают как максимальная температура инструмента, так и амплитуда ее изменения. Однако вследствие уменьшения теплового потока в инструмент этот прирост не пропорционален скорости резания: десятикратное увеличение скорости резания приводит лишь к двукратному увеличению температуры. Именно это явление обуславливает эффективность высокоскоростного фрезерования. Позже более подробные исследования температурного поля МКЭ при концевом фрезеровании были проведены и другими исследователями [43, 53].

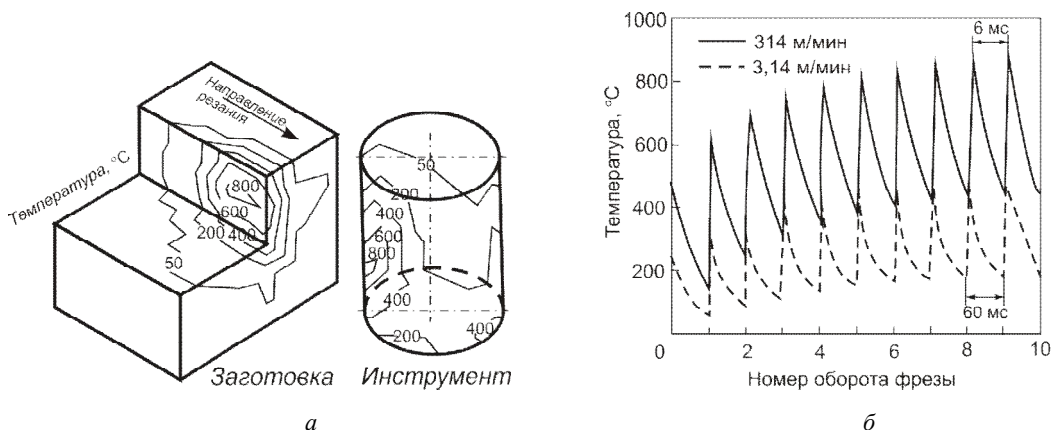


Рисунок 5.37 – Распределение температуры при концевом фрезеровании титанового сплава Ti-6Al-6V-2Sn двузубой твердосплавной фрезой диаметром 10 мм (а) и изменение температуры в процессе вращения фрезы при тех же условиях (б) [38]:
 $V = 314$ м/мин; $S = 0,1$ мм/зуб; $t = 0,67$ мм; $b = 5$ мм; СОЖ

Методом конечных элементов удалось определить температурные поля и поля термических напряжений при прерывистом резании. Так, в работе [46] установлено, что уже через 0,9 мс резания на передней поверхности резца из твердого сплава Т15К6 устанавливается

температура 500 °С, через 23 мс – 793 °С. При этом глубинные слои инструмента остаются холодными. При стационарном резании температура равна 990 °С. Еще большее изменение температуры имеет место при выходе инструмента из зоны резания.

Следствием таких больших градиентов температуры является возникновение термических напряжений (рис. 5.38 б), которые суммируются с напряжениями от механических нагрузок (рис. 5.38 а). Установлено [51], что в зависимости от условий резания величина максимальных эквивалентных напряжений (рис. 5.38 в) может возникать не только на задней поверхности инструмента (например, точение стали 45), но и на передней поверхности (точение титанового сплава ВТ-1-0), также способствуя образованию фаски и лунки износа. Быстрое перераспределение термических напряжений с задней поверхности на переднюю в результате охлаждения лезвия после выхода его из контакта с заготовкой провоцирует возникновение в нем трещин.

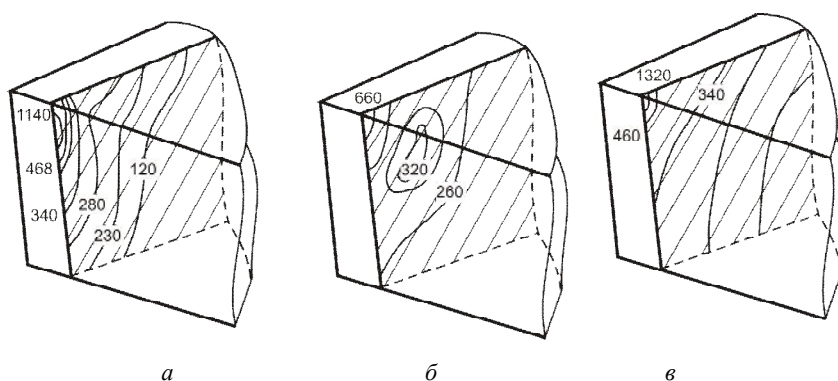


Рисунок 5.38 – Распределение эквивалентных напряжений (МПа) в режущей части резца под действием механических нагрузок (а), температуры (б), под действием механических нагрузок и температуры (в) [51]: точение стали 45 резцом из T15K6; $V = 2,1$ м/с; $S = 0,15$ мм/об; $t = 1$ мм

Развитие компьютерной техники, появившееся универсальное программное обеспечение для МКЭ позволило существенно расширить возможности исследователей и интенсифицировать исследования в этой области. Поэтому численные методы анализа тепловых явлений в системе резания, доказавшие свою работоспособность, становятся основным инструментом исследователей.

5.5. Влияние на температуру основных факторов процесса резания

В тех случаях, когда нет необходимости в изучении законов распределения температур на контактных площадках или в теле инструмента и заготовки, наиболее удобным показателем тепловой напряженности процесса является средняя температура резания.

Под средней температурой резания $\bar{\theta}$, °С, понимают среднюю температуру на поверхности контакта инструмента со стружкой и поверхностью резания. Если обозначить средние температуры на контактных площадках l_1 и l_2 , как $\bar{\theta}_1$ и $\bar{\theta}_2$, то средняя температура резания будет примерно равна:

$$\bar{\theta} = \frac{\bar{\theta}_1 l_1 + \bar{\theta}_2 l_2}{l_1 + l_2}.$$

При резании острым инструментом $l_2 \approx 0$, поэтому $\bar{\theta} \approx \bar{\theta}_1$. Возникающая в зоне обработки температура может оказывать влияние на процесс резания из-за изменения свойств материала инструмента, обрабатываемого материала и условий взаимодействия на контактных площадках.

При оценке влияния температуры на свойства обрабатываемого материала необходимо учитывать два фактора: продолжительность воздействия высокой температуры и скорость деформации.

Закономерности, установленные в условиях статических испытаний, получаются после длительного прогрева образцов. Так как контактные площадки передней и задней поверхности инструмента нагреваются длительное время, закономерности изменения свойств инструментального материала в зависимости от температуры целиком применимы к режущему инструменту. Стружка же срезается со скоростями в сотни тысяч раз большими, чем при статических испытаниях. Так, при скорости резания $V = 100$ м/мин, $K_a = 2,5$, длине контакта по передней $l_1 = 2$ мм и задней $l_2 = 0,1$ мм поверхностям время контакта стружки с передней поверхностью резца составляет 0,003 с, а с задней – 0,00006 с.

Действия высокой температуры в течение тысячных и даже сотысячных долей секунды совершенно недостаточно для протекания структурных превращений во всей толще срезаемого слоя и для изменения механических свойств обрабатываемой заготовки. Поэтому воздействие высокой температуры в зоне резания на обрабатываемый металл ограничивается его тончайшими слоями, соприкасающимися с рабочими поверхностями инструмента, и проявляется в изменении условий трения, контактных нагрузок, напряжений, характера изнашивания и т.д. Толщины этих слоев не превышают 10 мкм при резании незакаленных сталей, однако при резании закаленных сталей стружка подвергается гораздо более интенсивному нагреву, вплоть до оплавления прирезцовых слоев или даже всей массы стружки (рис. 5.39).

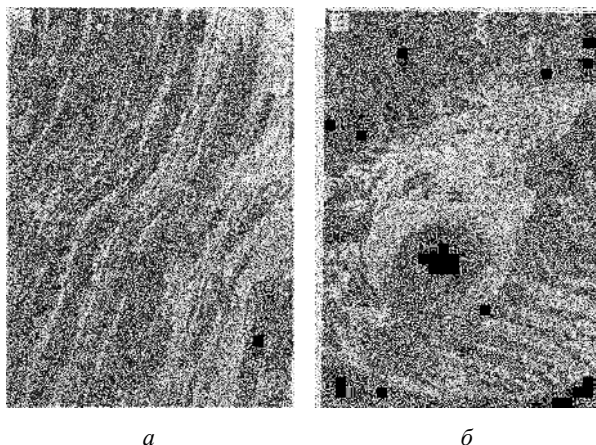


Рисунок 5.39 – Оплавление прирезцового слоя (а) и стружки (б) при точении закаленного порошкового материала 20Х9-П [5]: $V = 200$ м/мин, $S = 0,08$ мм/об, $t = 0,1$ мм

5.5.1. Зависимость температуры от условий резания

Влияние любого фактора на температуру резания необходимо рассматривать через его влияние на количество тепла, которое выделяется в зоне резания ($Q = P_z V \tau$), что приводит к росту температуры, и на его количество, которое выводится из зоны резания, тем самым уменьшая среднюю температуру. Другими словами, можно сказать, что на температуру резания оказывают влияние те же факторы, что и на изменение теплового баланса. Рассмотрим, как будет изменяться температура резания в зависимости от скорости резания, ширины и толщины срезаемого слоя, физико-механических свойств обрабатываемого материала и других факторов.

Влияние скорости резания. С увеличением V увеличивается мощность резания ($P_z V$), а, значит, и мощность тепловых источников. Однако эта зависимость не прямо пропорциональная, так как при увеличении V составляющая P_z снижается через уменьшение коэффициента усадки (см. зависимость (3.37)). Кроме того, уменьшается часть тепла, которая переходит в инструмент из-за уменьшения длины площадки контакта по ППИ (см. формулу (3.27)), т.е. большая часть тепла уносится со стружкой. Поэтому рост $\bar{\theta}$ от V в дальнейшем замедляется (рис. 5.40).

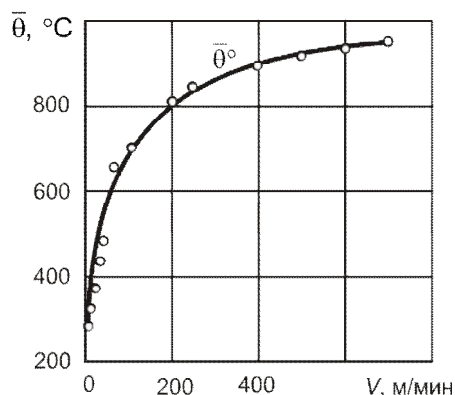


Рисунок 5.40 – Влияние скорости резания V на температуру резания $\bar{\theta}$ при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т60К6 [6]: $t = 1,5$ мм; $S = 0,12$ мм/об

С увеличением глубины резания t (или ширины срезаемого слоя – b) сила резания, а, значит, мощность ($P_z V$) растет почти прямо пропорционально, однако одновременно пропорционально увеличивается активная длина режущего лезвия и площадь контакта (рис. 5.41 а), через которую возрастает отвод тепла в тело инструмента. Поэтому с увеличением t средняя температура возрастает незначительно.

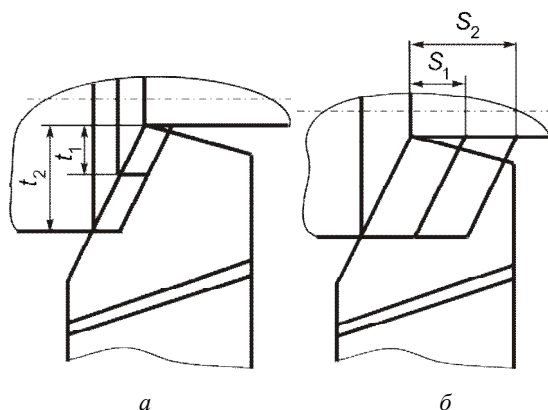


Рисунок 5.41 – Особенности влияния глубины резания (а) и подачи (б) на теплоотвод при резании

С увеличением подачи S (толщины срезаемого слоя – a) P_z возрастает, хотя не так сильно, как при росте t , а, значит, и возрастает мощность тепловых источников. Одновременно увеличивается площадь зоны контакта резца со стружкой. Однако, в отличие от случая с глубиной резания, этот участок концентрируется вблизи вершины – наиболее термически нагруженной зоны (см. рис. 5.41 б), отвод тепла от которой более затруднен. Поэтому влияние подачи на температуру более сильное, чем глубины резания, хотя скорость роста $\bar{\theta}$ отстает от скорости роста S .

Неодинаковое влияние ширины и толщины срезаемого слоя на температуру резания позволяет сделать следующий важный вывод: для уменьшения температуры резания при заданной площади сечения срезаемого слоя необходимо работать с возможно большим отношением t/S или b/a , т.е. с широкими и тонкими стружками.

Обобщенную зависимость $\bar{\theta} = f(V, S, t)$ получают экспериментальным путем и записывают в виде статистической формулы:

$$\bar{\theta} = C_0 V^m S^n t^q k_0,$$

где C_0 – коэффициент, который зависит от обрабатываемого материала; m, n, q – показатели степени; k_0 – коэффициент, учитывающий геометрию инструмента.

Обычно $m \geq n > q$, то есть влияние этих факторов слабеет от V к t . Итак, для уменьшения $\bar{\theta}$ необходимо работать с максимальной глубиной t , уменьшая S и еще больше уменьшая V .

Влияние физико-механических свойств обрабатываемого материала. На силы резания, а, следовательно, на работу резания и количество выделяющейся теплоты, а также на условия теплоотвода оказывают влияние физико-механические свойства обрабатываемого материала. На температуру резания они влияют так же, как и на силу P_z , т.е. имеется тенденция к увеличению $\bar{\theta}$ с повышением прочности, твердости и пластичности обрабатываемого материала. Большое воздействие на температуру резания оказывает теплопроводность обрабатываемого материала. Чем она выше, тем ниже $\bar{\theta}$, так как отвод теплоты от места ее выделения в стружку и в заготовку более интенсивен. В то же время при обработке малотеплопроводных жаропрочных, нержавеющих и других труднообрабатываемых сталей температура резания значительно выше, чем при обработке обычных сталей. Еще меньше теплопроводность титановых сплавов, а поэтому $\bar{\theta}$ при обработке их очень высокая.

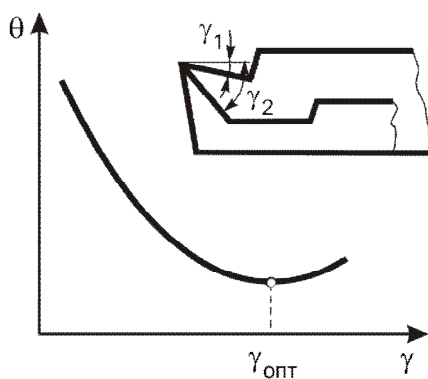


Рисунок 5.42 – Влияние переднего угла на среднюю температуру резания

Влияние геометрических параметров инструмента. С увеличением γ уменьшается сила, а, следовательно, и работа резания, а также количество выделившейся теплоты. Однако при этом ухудшаются условия ее отвода, так как уменьшается угол заострения β , т.е. массивность режущего лезвия. При некотором угле $\gamma_{\text{опт}}$ условия теплоотвода от контактной зоны ухудшаются настолько, что $\bar{\theta}$ начинает повышаться, хоть сила и мощность резания падают (рис. 5.42). Аналогично влияет на температуру также задний угол α .

С уменьшением главного угла в плане ϕ увеличивается угол при вершине инструмента ϵ , что приводит к возрастанию массы головки резца и улучшению теплоотвода. Одновременно увеличивается соотношение между шириной и толщиной срезаемого слоя b/a . Оба эти фактора приводят к уменьшению $\bar{\theta}$ (рис. 5.43).

При постоянной мощности тепловых источников температуру резания можно понизить, интенсифицируя отвод тепла в заготовку и инструмент. Этого можно достигнуть, охлаждая заготовку, стружку, инструмент струей смазочно-охлаждающей жидкости. Так как в большинстве случаев скорость стружки превышает скорость распространения тепла в материале обрабатываемой заготовки, то, направляя струю жидкости на отделяющуюся от детали стружку, можно добиться понижения температуры только ее свободных открытых слоев. Температура резания при этом понижается незначительно.

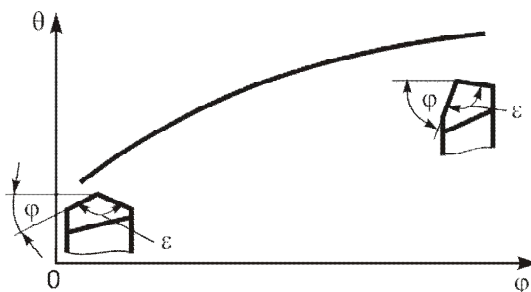


Рисунок 5.43 – Зависимость температуры резания от главного угла в плане инструмента

Значительно больший эффект можно получить, если струя жидкости будет омывать участки, близкие к контактным зонам инструмента, и тем самым повышать теплообмен между инструментом и окружающей средой. Чем больше тепла перейдет в инструмент или через него в окружающую среду, тем ниже будет температура резания.

Применение инструментальных материалов, обладающих высокой теплопроводностью, также способствует понижению температуры резания. С более низкой температурой резания работают инструменты, имеющие внутреннее охлаждение режущей части.

5.5.2. Оптимальная температура резания

В 1935 году М.Ф. Семко сформулировал положение о «существовании таких температур, в интервалах которых обрабатываемость металла является наилучшей» [58,59].

В 1936 году В. Рейхель предложил методику определения стойкости резца и обрабатываемости материалов, согласно которой определенному периоду стойкости резца для пары инструмент–заготовка отвечает одна и та же температура резания, которая не зависит от комбинации элементов режима резания [20].

А.Д. Макаров [21] в своих работах указал на видимые недостатки положений В. Рейхеля и разработал теорию, согласно которой оптимальным скоростям резания (V_o) для произвольной пары материалов инструмент–заготовка при разных комбинациях скорости резания, подачи, глубины и геометрии режущей части соответствует одна постоянная средняя температура в зоне резания (рис. 5.44). Под оптимальной скоростью понимают такую, которая отвечает максимуму пути резания или площади обработанной поверхности. При резании с такой скоростью наблюдается минимальная шероховатость обработанной поверхности, наилучшие свойства его поверхностного слоя и т.п.

Из этого положения вытекает ряд важных выводов: точкам минимума кривых, выражающих зависимость интенсивности изнашивания от скорости резания при любых соотношениях остальных параметров процесса резания, соответствует одна и та же оптимальная температура резания, хотя уровень оптимальных скоростей резания может существенно колебаться.

Предложено несколько способов ускоренного определения оптимальной температуры [2] (табл. 5.2) и скорости резания, в частности, по моменту достижения минимально стабилизированной силы резания P_z в зависимости $P_z - V$ (рис. 5.45).

Современными исследованиями установлено, что для каждого вида напряженно – термического состояния контактной площадки инструмента устанавливается своя, наиболее подходящая для этих условий, износостойкая структура поверхностного слоя инструмента.

В своих работах Ф.Я. Якубов [22, 23] предложил теорию формирования износостойких структур на контактных поверхностях режущего инструмента благодаря приращению скрытой (внутренней) энергии, которая выделяется непосредственно при резании.

Отмечается, что «...оптимальная температура резания понижает относительный износ за счет создания наиболее оптимальной износостойкой контактной поверхности в период работы, независимо от метода достижения этой температуры: искусственным нагревом или от естественной температуры резания...» [24].

Одновременно в [25, 26] показано, что новые вторичные структуры, которые получаются при трении и резании – диссипативные структуры – обеспечивают минимальные энергетические затраты при резании и изнашивании контактных поверхностей.

При работе на оптимальных скоростях зерна WC и TiC фрагментируются (рис. 5.46 б), на рабочих поверхностях инструмента формируется текстура, укрепляются контактные поверхности, деформация локализуется в приповерхностных слоях, а движение и накопления дислокаций в зернах карбидов приводит к еще большей фрагментации зерен (рис. 5.46 в). Поэтому в диапазоне же скоростей 0,8...1,3 м/с интенсивность изнашивания инструмента снижается (рис. 5.47).

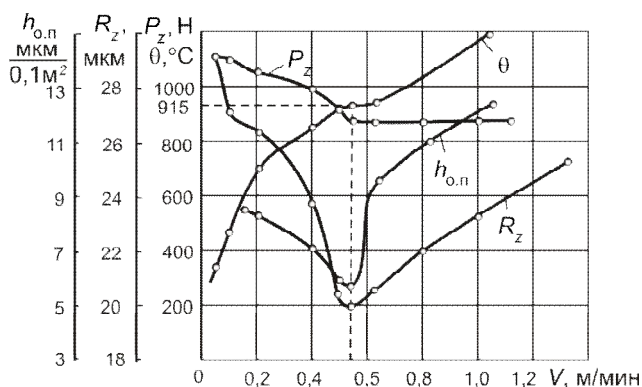


Рисунок 5.45 – Экспериментальное определение оптимальной температуры резания жаропрочного сплава ХН70ВМТЮ резцами из сплава ВК8

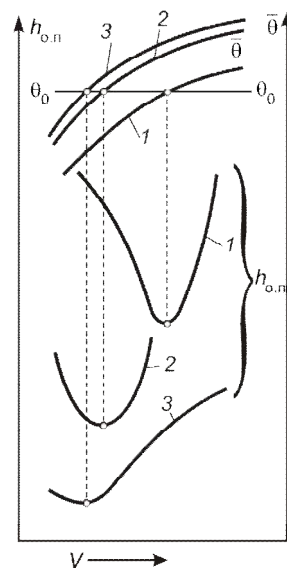


Рисунок 5.44 – Влияние скорости резания на температуру θ и интенсивность изнашивания инструмента $h_{o,п}$ с разной геометрией режущей части: 1 – $\gamma_1, \alpha_1, \varphi_1$, 2 – $\gamma_2, \alpha_2, \varphi_2$, 3 – $\gamma_3, \alpha_3, \varphi_3$

При скоростях, которые превышают 1,3 м/с, повышение интенсивности изнашивания связано с развитием диффузионных процессов в матрице материала. Таким образом, резание с оптимальной температурой обуславливает структурные изменения в контактных слоях инструмента, а именно – формированием фрагментированной дислокационной структуры в зернах карбидной фазы и матрицы.

Как показала практика, работа на оптимальной скорости

резания не всегда целесообразна, т.к. она несколько ниже скоростей, обычно применяемых в промышленности. По данным А.Д. Макарова

$$V_o < V_3 < V_{мп},$$

где V_3 – скорость резания, соответствующая минимальной себестоимости обработки; $V_{мп}$ – скорость максимальной производительности обработки.

Таблица 5.2 – Значения оптимальных температур резания для различных инструментальных и обрабатываемых материалов [2]

Инструментальный материал	Обрабатываемый материал	Оптимальная температура резания, °С	Инструментальный материал	Обрабатываемый материал	Оптимальная температура резания, °С
Т14К8	40ХНМА	820	ВК6М	ХН77ТЮР	715
	13Х14Н3В2ФР	770		ХН70ВМТЮ	720
	12Х18Н9Т	850		ХН70ВМТЮФ	730
	15Х18Н12СЧТЮ	930		ХН55ВМТКЮ	740
	ХН60ВТ	810		ЭП220	850
	ХН77ТЮР	810		10Х11Н20ТЗР	780
	ХН35ТЮ	740		ХН70МВТЮБ	710
	ЭП99ИД	850		ХН73МБТЮ	690
Т15К6	Э	910	ВК6	95Х18	700
	Сталь 10	770		12Х18Н9Т	760
	Сталь 20	980		15Х18Н12СЧТЮ	770
	Сталь 45	1000	ВК8	12Х18Н9Т	750
	У8А	1000		15Х18Ш2СЧТЮ	780
	У12А	1000		ЭП220	750
	40Х	750		ХН77ТЮР	720
	14Х17Н2	740		ХН77ТЮР	650
	30ХГСА	770		ХН70ВМТЮ	600
	12Х18Н9Т	750		ХН73МБТЮ	620
	40ХНМА	875		ХН60ВТ	750
	15Х18Н12СЧТЮ	810		ХН35ТЮ	700
	13Х11Н2В2МФ	840		ЭП99ИД	720
	ХН70ВМТЮ	750	Т5К10	12Х18Н9Т	870
	ХН73МБТЮ	700		ХН70ВМТЮ	810
	ХН60ВТ	800		ХН73МБТЮ	780
	ХН77ТЮР	780		ХН60ВТ	780
	ХН35ТЮ	730		ХН77ТЮР	760
	ЭП99ИД	830		ХН35ТЮ	730
				ЭП99ИД	810
ВК6М	ХН77ТЮР	710			

С целью использования положительного эффекта от образования износостойких структур при резании с V_0 Ф.Я. Якубовым была предложена идея перед основной работой упрочнения рабочих поверхностей инструмента самим процессом резания путем приработки на протяжении 5...7 мин на оптимальных скоростях, при которых температура, деформации и напряжения приводят к образованию поверхностных слоев инструмента с износостойкими свойствами. После такой обработки повышается стойкость инструмента даже на режимах, которые отвечают скоростям максимальной производительности механической обработки [23].

Скорость приработки следует определять по эмпирическим зависимостям: $V_{II} = (0,6...0,8)V_p$ – при резании конструкционных сталей и $V_{II} = (0,4...0,6)V_p$ – при резании труднообрабатываемых материалов (V_p – расчетная нормативная скорость резания максимальной производительности обработки).

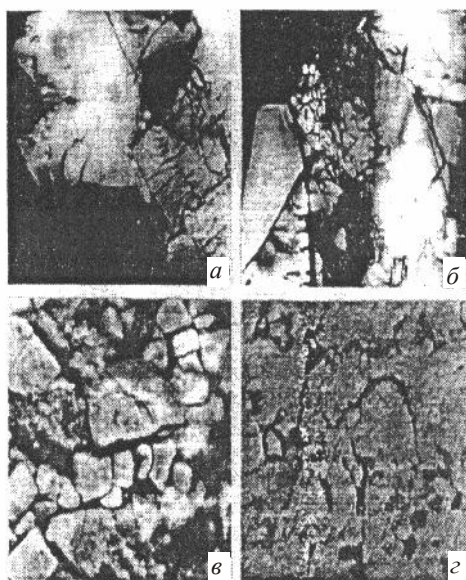


Рисунок 5.46 – Дислокационные структуры зерен TiC в сплаве ТН-20 при $V = 0,42$ м/с (а) и $V = 0,83$ м/с (б) и их характер изнашивания, соответственно, при $V = 0,42$ м/с (в) и $V = 0,83$ м/с (з) [26]

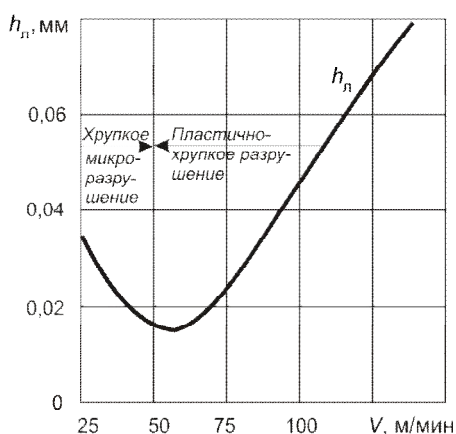


Рисунок 5.47 – Зависимость изнашивания h_n инструмента из сплава ТН-20 от скорости резания при обработке стали 40 при $S = 0,3$ мм/об; $t = 2$ мм; время работы $\tau = 5$ мин [25]

В развитие этой методики был предложен способ [27] (рис. 5.48) периодического упрочнения контактных поверхностей инструмента в ходе его изнашивания на скоростях, при которых обеспечивалась оптимальная температура резания с учетом текущей величины износа. При этом создается поверхностный слой материала с измененными механическими характеристиками глубиной от 20 мкм до 30 мкм [22]. Следует отметить, что структура этого слоя является энергетически устойчивой и при переходе на другие режимы обработки (на-

пример, с повышением скорости) она остается стабильной, работая как аналог износостойкого покрытия до полного его изнашивания.

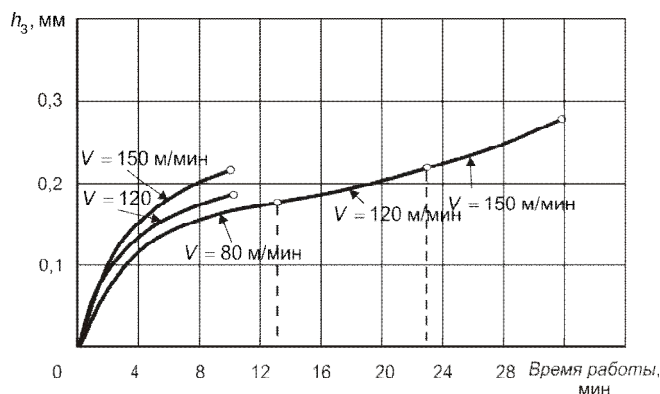


Рисунок 5.48 – Зависимости изнашивания по задней поверхности инструмента из сплава Т15К6 от времени резания при $S = 0,3$ мм/об; $t = 2$ мм [26]

Вопросы для самопроверки

1. Охарактеризуйте особенности теплообмена в системе резания и их основные закономерности.
2. Как влияют свойства обрабатываемого и инструментального материалов на величину и направления тепловых потоков?
3. Какие экспериментальные методы используются для измерения температуры резания?
4. Какие методы теоретического расчета температуры применяются?
5. Охарактеризуйте влияние геометрии инструмента на температуру резания.
6. Дайте понятие оптимальной температуры резания. Основные показатели обработки, которая проводится с оптимальной температурой.
7. Что называется структурной приспособляемостью контактных поверхностей инструмента?

Список литературы к разделу 5

1. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
2. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
3. Развитие науки о резании металлов / [Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н. и др.] ; под ред. Н.Н. Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
4. Силин С.С. Исследование термомеханических явлений при резании материалов методами теории подобия : дис...докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : защищена 1970 / Силин Сергей Семенович. – М. : МосСтанкин, 1970. – 282 с.

5. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
6. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
7. Физические основы процесса резания металлов / [В.А. Остафьев, И.П. Стабин, В.А. Румбешта и др.] ; под общ. ред. В.А. Остафьева. – К. : Вища школа, 1976. – 136 с.
8. Верещака А.С. Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков. – М. : Машиностроение, 1986. – 210 с.
9. Режущий инструмент для автоматов и полуавтоматов / [А.Н. Резников, И.П. Лимонов, П.И. Пилинский и др.]. – Куйбышев : Куйбышевское книжное издательство, 1961. – 201 с.
10. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1981. – 278 с.
11. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.
12. Фельдштейн Е.Э. Финишная механическая обработка деталей из порошковых материалов / Е.Э. Фельдштейн, В.А. Николаев. – Мн. : Выш. шк., 1987. – 320 с.
13. Якимов А.В. Теплофизика механической обработки / А.В. Якимов, П.Т. Слободяник, А.А. Усов. – К. ; Одесса : Либідь, 1991. – 240 с.
14. Филоненко С.Н. Температурное поле резца с внутренним охлаждением / С.Н. Филоненко, П.Т. Слободяник, А.Л. Айрикан // Изв. Вузов: Машиностроение. – 1978. – №7. – С. 152–155.
15. Васин С.А. Резание металлов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании : учебн. для техн. вузов / С.А. Васин, А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с.
16. M'Saoubi R. A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared technique : influence of tool nature and coating / R. M'Saoubi, J.L. Lebrun, B. Changeux, // Machining Science and Technology. – 1998. – №2. – P. 369–382.
17. Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов / В.С. Кушнер. – Иркутск : Иркутский ун-т, 1982. – 180 с.
18. Мазур М.П. Визначення контактних температур ріжучого інструмента / М.П. Мазур // Вісник Технологічного університету Поділля. – 1997. – №1. – С. 5–13.
19. Резников А.Н. Резцы с автономной системой охлаждения / А.Н. Резников, Н.И. Живоглядов // Станки и инструмент. – 1987. – №2. – С. 18.
20. Рейхель В. Методика определения стойкости резца и обрабатываемости материала / В. Рейхель. – М. : Мировая техника, 1936. – 320 с.
21. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
22. Якубов Ф.Я. Вопросы термодинамики процесса резания, структурной приспособляемости и износа режущего инструмента / Ф.Я. Якубов // Прогресивна техніка і технологія машинобудування, приладобудування і зварювального виробництва : праці Міжнародної наук.-техн. конф. – К., 1998. – Т. 1. – С. 267–271.
23. Способ повышения стойкости металлорежущего инструмента : а. с. SU 1055991A СССР // Ф.Я. Якубов, В.А. Ким, Э.Г. Симашев.

24. Ким В.А. Влияние приработки рабочих поверхностей быстрорежущего инструмента на его стойкость : автореф. дис. на соискание науч. степени канд. техн. наук : спец. 05.03.01 / В.А. Ким ; Ташкенский политех. ин-т. – Ташкент, 1983. – 24 с.
25. Кабалдин Ю.Г. О причинах немонотонности зависимостей стойкости и износа режущего инструмента от скорости резания / Ю.Г. Кабалдин // Вестник машиностроения. – 1997. – №7. – С. 31–36.
26. Кабалдин Ю.Г. Структурная самоорганизация и механизмы безизносного трения при резании / Ю.Г. Кабалдин // Вестник машиностроения. – 1997. – №1. – С. 15–20.
27. Мазур М.П. Підвищення працездатності різального інструмента шляхом циклічного припрацювання / М.П. Мазур, В.В. Милько // Проблеми трибології (Problem of Tribology). – 1998. – №4. – С. 6–8.
28. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
29. Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. – М. : Машиностроение, 1990. – 288 с.
30. Теоретические основы сварки / под ред. В.В. Фролова. – М. : Высшая школа, 1970. – 592 с.
31. Outeiro J.C. The Role of the Relative Tool Sharpness in Modelling of the Cutting Process / Outeiro J.C., Astakhov V.P. // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – P. 517–524.
32. Прочность и износостойкость режущего инструмента / [Остафьев В.А. Усачев П.А., Выслоух С.П. и др.] – К. : Киев о-во Знание УССР, 1978. – 41 с.
33. Остафьев В.А. Расчет нестационарных температурных полей при обработке металлов резанием / В.А. Остафьев, А.А. Чернявская. – М. : ЦНИИТЭстроймаш, 1970. – 16 с.
34. Metal Machining theory and applications / Childs T.H., Maekawa K., Obikawa T., Yamane Y. – London : Arhold, 2000. – 403 p.
35. Shih A.J. Finite Element Simulation of Orthogonal Metal Cutting / A.J. Shih // J. of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. – 1995. – Vol. 117. – P. 84–93.
36. Marusich T.D. Modelling and Simulation of High-Speed Machining / T.D. Marusich, M. Ortiz // Int. J. Num. Meth. Eng. – 1995. – Vol. 38. – P. 3675–3694.
37. Piendl S. 3D Finite-Element Simulation of Chip Formation in Turning / S. Piendl, J.C. Aurich, M. Steinicke // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – Chemnitz, 2005. – P. 225–233.
38. Maekawa K. Finite Element Analysis of Thermal Behavior in Metal Machinig / K. Maekawa, Y. Nakano, T. Kitagawa // JSME International Journal : Series III. – 1996. – Vol. 39, № 4. – P. 857–870.
39. Marusich T.D. Trends in machining modeling / T.D. Marusich // 2005 Third Wave Advantage International Users' Conference. – Dearborn, 2005. – P. 1–25.
40. Finite element modelling of ultrasonically assisted turning / Ahmed N., Mitrofanov A.V., Babitsky V.I., Silberschmidt V.V. // Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – P. 105–114.
41. Determination of Chip Geometry and Cutting Forces in Gear Hobbing by a FEM-based Simulation of the Cutting Process / Bouzakis K., Friderikos O., Miridis I., Tsiafis I. // Proceedings

- of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – P. 49–57.
42. Prediction of heat transfer behavior of carbide inserts with embedded heat pipes for dry machining / Chiou R., Chen J., Lu L., Cole L. // *Proceedings of IMECE*. – 2002. – P. 1–8.
43. Xie L. Estimation Of Two-dimension Tool Wear Based On Finite Element Method / Xie L. – Karlsruhe : Universität Karlsruhe, 2004. – 143 p.
44. Altintas Y. Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining / Y. Altintas, I. Lazoglu // *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. – 2002. – Vol. 22. – P. 1011–1022.
45. Ozel T. Process simulation using finite element method – prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in highspeed flat end milling / T. Ozel, T. Altan // *Int. J. of Machine tools & Manufacture*. – 2000. – Vol. 40. – P. 713–738.
46. Остаф'єв В.О. Термопружні напруження при переривчастій роботі твердосплавного різального інструменту / В.О. Остаф'єв, О.М. Нощенко // *Вісник Технологічного університету Поділля*. – 2002. – №4/41. – С. 188–192.
47. Oxley P.L.B. *Mechanics of machining. An analytical approach to assessing machinability* / P.L.B. Oxley. – New York : Ellis Horwood Ltd, 1989.
48. Мазур М.П. Розробка теоретичних основ та практичне використання термомеханічної моделі обробки пластичних матеріалів: дис...докт. техн.наук : спец. 05.03.01 : захищена 22.11.1999 : затв. 9.02.2000 / Мазур Микола Петрович. – К., 1999. – 309 с.
49. Marusich T.D. A methodology for simulation of chip breakage in turning processes using an orthogonal finite element model / Marusich T.D., Brand C.J., Thiele J.D. // *Proc. 5th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2002. – P. 139–148.
50. The Effects of Tool Coatings and Flood Cooling on the Thermal Field Developed in Orthogonal Machining: Finite Element Modeling and Metallurgical Analysis / Wanigarathne P.C., Ee K.C., Poulachon G., Jawahir I.S. // *Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*. – 2005. – P. 415–422.
51. Нощенко А.Н. Повышение эффективности использования твердосплавных резцов на основе объемного моделирования их термopрочности : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.03.01 / А.Н. Нощенко ; НТУУ «КПІ». – К., 2003. – 20 с.
52. Остаф'єв С.В. Методика розрахунку температури при обточуванні та її вплив на якість деталей : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.03.01 / С.В. Остаф'єв; НТУУ «КПІ». – К., 1998. – 17 с.
53. Мазур М.П. Дослідження динаміки зміни температурного поля контактних поверхонь зуба кінцевих фрез в залежності від параметрів механічної обробки / М.П. Мазур, С.А. Крижанівський // *Вестник национального технического университета «ХПИ» : збірник наукових праць ; тематичний випуск : Технології в машинобудуванні / НТУ «ХПІ»*. – Харків, 2002. – №9, – Т. 11. – С. 37–43.
54. А.с. 1355358 СССР, МКИ2 В23 1/00. Способ определения температуры по длине контакта задней поверхности резца / В.А.Остаф'єв, А.А.Усачев, В.Г.Буряк (СССР). – № 4019539 ; заявл. 29.01.86 ; опубл. 30.11.87, Бюл. №44. – 4 с. : ил.

55. Мазур М.П. До питання про використання методу джерел тепла для розрахунку температурних полів ріжучих інструментів / М.П. Мазур, В.О. Остаф'єв // ТЕМА. – 1998. – №8. – С. 8–11.
56. Измерение температурного поля методом конденсированных пленок / Семко М.Ф., Воликов А.Г., Грабченко А.И., Пугачев А.Т. // Науч.-техн. конф. по итогам науч. работы за 1966 г. : реф. докл. ; Харьк. политехн. ин-т. – Харьков : Изд-во Харьк. гос. ун-та, 1968. – С. 87.
57. Измерение температуры с помощью пленок чистых металлов / [Семко М.Ф., Палатник Л.С., Грабченко А.И., и др.] // Станки и режущие инструменты. – Харьков : Изд-во Харьк. гос. ун-та, 1969. – Вып. 11. – С. 8–11.
58. Семко М.Ф. Изучение стойкости режущих инструментов исследованием тепловых явлений /М.Ф.Семко // Резание металлов : сб. материалов к Всеукр. конф. по резанию металлов. – Харьков : Изд-во «Укр. робітник», 1935. – Вып. 1. – С. 45–54.
59. Семко М.Ф. Теплоота різання і стійкість інструменту – Х. : ДНТБУ, 1937. – 145 с.
60. Криворучко Д.В. Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.03.01 / Д.В. Криворучко ; Сумський державний університет. – Харків, 2010. – 40 с.

Раздел 6

РАЗРУШЕНИЕ И ИЗНАШИВАНИЕ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТОВ. СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТОВ

6.1. Работоспособность инструментов

Работоспособное состояние режущего инструмента (лезвия) («**работоспособность**») характеризуется таким, при котором он способен выполнять обработку резанием при установленных в нормативно-технической документации (НТД) условиях и с установленными требованиями [11].

Неработоспособным состоянием режущего инструмента («**неработоспособность**»), характеризуемого его «отказом» (см. пп. 6.3.3), может быть отклонение от установленных значений хотя бы одного из параметров режущего инструмента, требований или характеристик обработки, выполняемой этим инструментом [11].

В процессе резания инструмент теряет свою работоспособность в результате разрушения или изнашивания лезвия.

На рис. 6.1 приведена схема современных представлений о влиянии различных условий на выход инструмента из строя.

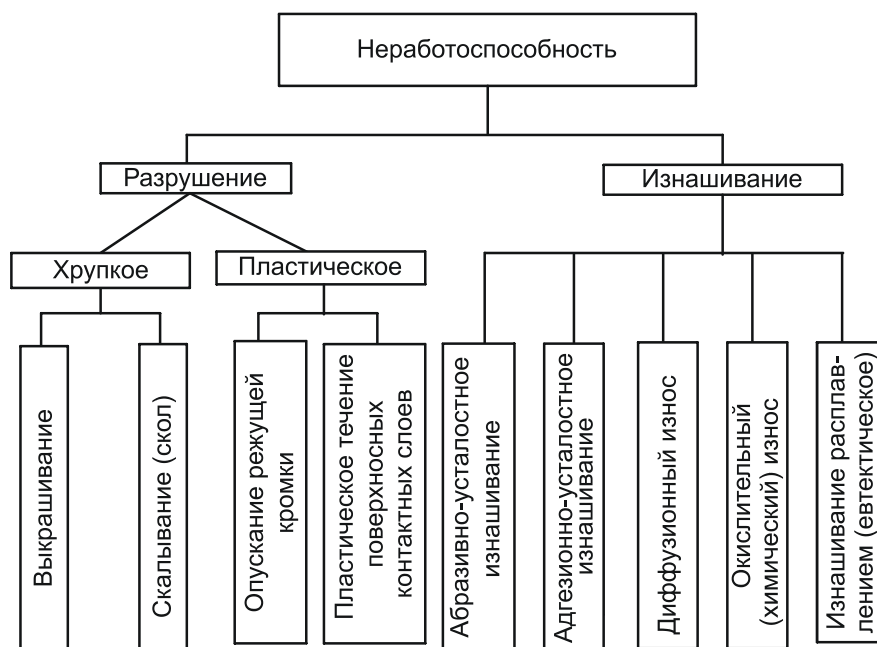


Рисунок 6.1 – Схема современных представлений о причинах потери работоспособности режущих инструментов

Изучение физических закономерностей отказа инструмента позволяет сформулировать требования, предъявляемые к инструментальным материалам и определить области их эффективного применения.

6.2. Прочность режущей части инструмента

При недостаточной прочности лезвия инструмента его выход из строя («внезапный отказ») происходит путем хрупкого разрушения (скалывания и выкрашивания) или в результате пластической деформации и последующего срезания поверхностного слоя лезвия.

6.2.1. Хрупкое разрушение лезвия

Хрупкое разрушение лезвия является результатом постепенного развития и накопления усталостных микротрещин, которые впоследствии, с увеличением внешней нагрузки сливаются в макротрещину. Процесс зарождения и развития трещин происходит во времени, т.е. зависит от величины и продолжительности приложения нагрузки. Встречаются два вида хрупкого разрушения лезвия: выкрашивание режущих кромок; сколы режущего лезвия (рис. 6.2).

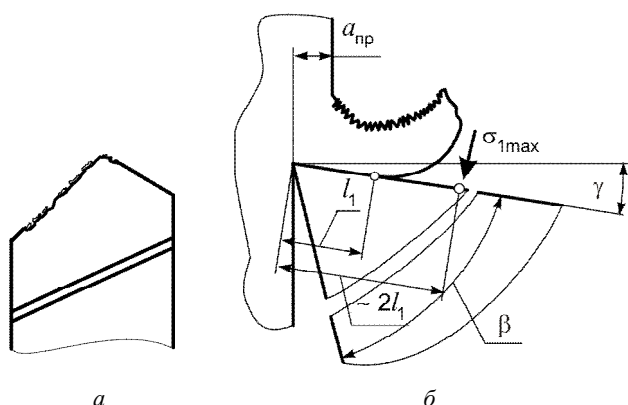


Рисунок 6.2 – Хрупкое разрушение режущего лезвия:
а – выкрашивание; б – скалывание

Выкрашиванием называется отделение мелких частиц режущей кромки, при котором размеры разрушений, как правило, меньше контактного участка передней поверхности со стружкой (рис. 6.2 а). Оно связано чаще всего с поверхностными дефектами, дефектами заточки, неоднородностью структуры инструментального материала, остаточными напряжениями и др. Инструмент с выкрошенной режущей кромкой может продолжать снятие стружки, одна-

ко такое резание будет предаварийным. Частным случаем выкрашивания является «осыпание» режущей кромки. Под осыпанием режущей кромки понимают частичное или сплошное разрушение ее участков размерами не более 0,3 мм.

Скалывание (сколы) – это отделение сравнительно крупных объемов режущего лезвия, которые превышают размеры контакта передней поверхности со стружкой (рис. 6.2 б). После этого резание инструментом становится невозможным.

Вероятность скалывания зависит от величины напряжений, формирующихся в режущем лезвии, которые главным образом определяются углом заострения β , передним γ и задним α углами, и главным углом в плане φ , так как именно эти параметры определяют как размеры сечения режущего лезвия, так и величину давления стружки на переднюю поверхность. Из режимов резания наибольшее влияние на скалывание оказывает толщина срезаемого слоя a и в значительно меньшей мере ширина b . Скорость резания может оказывать существенное влияние на этот вид хрупкого разрушения, как правило, через изменение динамического состояния технологической системы, например, при возникновении вибраций.

Для определенного инструментального материала и размеров лезвия мгновенный скол происходит при достижении толщиной срезаемого слоя некоторого предельного значения $a_{пр}$ (*предельная толщина срезаемого слоя* или *ломающая подача*).

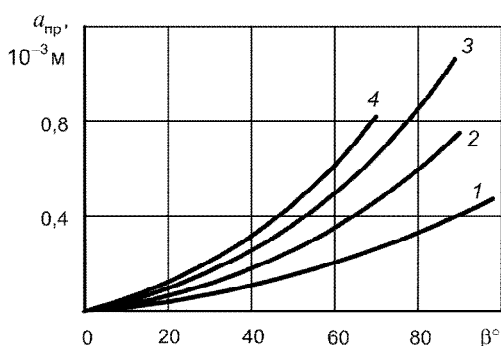


Рисунок 6.3 – Влияние угла заострения на предельную толщину срезаемого слоя при обработке различных обрабатываемых материалов резцами из ВК8 [2] ($V = 0,026 \text{ м/с}$):
1 – 110Г13Л; 2 – ХН60Т; 3 – 12Х18Н10Т; 4 – ШХ15

Установлено, что с уменьшением угла заострения предельная толщина срезаемого слоя $a_{пр}$, при которой наступает скалывание (рис. 6.3), уменьшается (независимо от свойств обрабатываемого материала), что объясняется возрастанием напряжений в режущем лезвии за счет уменьшения площади его опасного сечения.

С увеличением переднего угла γ при $\beta = \text{const}$ (т.е. при одновременном уменьшении заднего угла α), величина предельной толщины срезаемого слоя $a_{пр}$ увеличивается (рис. 6.4). Это связано с тем, что при неизменной прочности лезвия с увеличением переднего угла силы резания, а соответ-

ственно и напряжения в режущем лезвии уменьшаются.

Увеличение главного угла в плане ϕ вызывает уменьшение предельных толщин срезаемого слоя, что связано с увеличением давления стружки на переднюю поверхность (через рост толщины срезаемого слоя при постоянной подаче, см. формулу (1.17)), а, следовательно, и напряжений в режущей части.

Прочность обрабатываемого материала определяет сопротивление пластической деформации при резании, т.е. уровень касательных напряжений по условной плоскости сдвига τ_ϕ . Поэтому ее повышение вызывает увеличение нормальных напряжений на передней поверхности и снижение $a_{пр}$.

В качестве характеристики сопротивления хрупкому разрушению инструментального материала может служить предел его прочности при одноосном растяжении R_m . При увеличении R_m предельные толщины срезаемого слоя возрастают и наоборот. Уменьшение $a_{пр}$ в зависимости от марки инструментального мате-

риала имеет место в следующем порядке: быстрорежущая сталь, твердые сплавы группы ВК и ТТК, далее группа ТК, БВТС, режущая керамика и СТМ.

Экспериментально установлена приблизительно линейная зависимость между пределом прочности на растяжение R_m инструментального материала и предельной толщиной срезаемого слоя $a_{пр}$, при которой происходит разрушение режущей части инструмента. Если

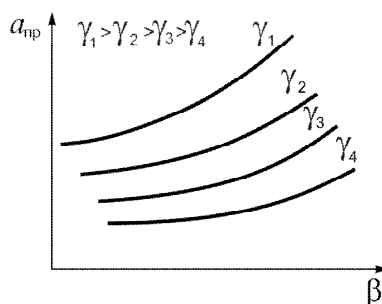


Рисунок 6.4 – Зависимость предельной толщины срезаемого слоя от угла заострения β и переднего угла γ

R_m для быстрорежущей стали составляет 1800...2000 МПа, для твердых сплавов – 500...800 МПа, для режущей керамики – 150...200 МПа и для алмаза – 100...150 МПа, то при прочих равных условиях величина $a_{пр}$ для быстрорежущего инструмента будет в 3 раза больше, чем для твердых сплавов, в 8...10 раз больше, чем для режущей керамики, и в 15...20 раз больше, чем для алмаза. Поэтому инструменты из алмаза и режущей керамики применяют лишь для чистовых операций, когда толщины срезов малы и в режущей части инструмента преимущественно действуют напряжения сжатия.

Величина предельной толщины срезаемого слоя меняется со временем работы, так как процесс развития трещин в режущей части инструмента зависит и от времени резания (усталостное разрушение).

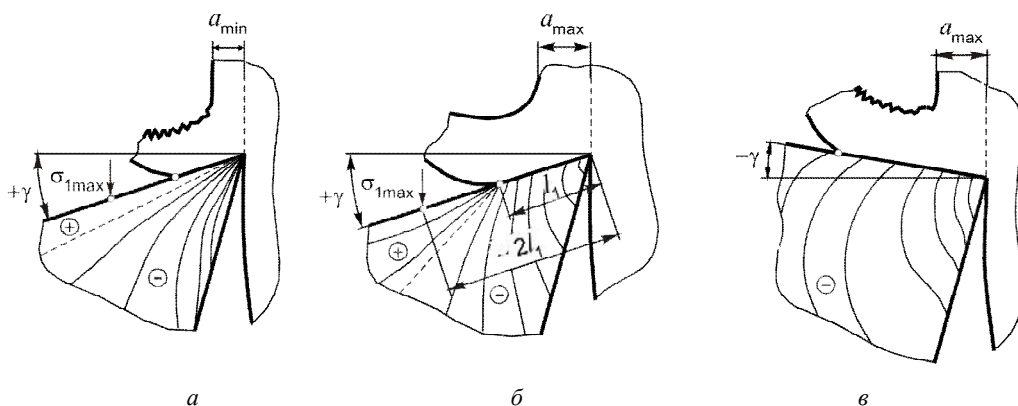


Рисунок 6.5 – Картина распределения упругих напряжений в режущем лезвии [2]:
 $a - (+\gamma), a_{min}$; $b - (+\gamma), a_{max}$; $v - (-\gamma), a_{max}$

Поляризационно-оптическим методом было установлено [2], что в режущей части инструмента могут быть области как растягивающих и сжимающих напряжений (рис. 6.5 a, b), так и только сжимающих напряжений (рис. 6.5 v). При этом зона растягивающих напряжений при срезании толстых стружек начинается в конце контакта стружки с передней поверхностью. Значительное влияние на характер напряженного состояния оказывают также и форма передней поверхности, и значение переднего угла. С уменьшением переднего угла зона сжатия увеличивается, а зона растяжения сужается либо вовсе исчезает (рис. 6.5 v).

Исследование напряженного состояния показало [2], что наиболее опасная точка в зоне растяжения, в которой наиболее вероятно начнется внезапное разрушение – скол, расположена на передней поверхности инструмента на расстоянии, равном $(2...2,5)l_1$, где l_1 – длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента (рис. 6.5 b). Скалывание режущей части инструмента происходит в тот момент, когда растягивающие напряжения в опасной зоне достигают предела прочности инструментального материала на изгиб R_{bm} . Образуется микротрещина, которая, развиваясь, преобразуется в макротрещину, и в результате происходит скол.

С уменьшением толщины срезаемого слоя и переднего угла γ зона действия растягивающих напряжений уменьшается, и после определенной ее величины в режущей части дей-

ствуют только сжимающие напряжения. В этом случае характеристикой хрупкой прочности лезвия инструмента будет являться предел прочности на сжатие R_{cm} . Максимальные сжимающие напряжения при резании развиваются на передней поверхности вблизи режущей кромки и для наиболее неблагоприятных условий резания жаропрочных сплавов на никелевой основе не превышают 1600...2200 МПа. Учитывая, что пределы прочности на сжатие твердых сплавов и быстрорежущей стали находятся в пределах $R_{cm} = 3500...4500$ МПа, очевидно, что они не должны хрупко разрушаться под действием сжимающих напряжений при обработке указанных материалов. Инструменты из режущей керамики и СТМ при резании твердых материалов могут подвергаться хрупкому разрушению под действием сжимающих напряжений, так как у них $R_{cm} \leq 2000$ МПа.

Силовая нагрузка на инструмент является основной причиной скалывания при непрерывном резании, при прерывистом же имеют место две дополнительные причины хрупкого разрушения:

- термические циклические напряжения;
- условия выхода инструмента из зоны резания.

Первая причина, характерная для твердых сплавов, впервые была объяснена Н.Н. Зоревым и Н.П. Вирко [13]. Известно, что обработка при фрезеровании состоит из цикла резания и холостого хода.

Цикл резания. Поверхностные слои нагреваются, а внутренние – еще холодные (рис. 6.6), вследствие чего внешняя поверхность, стремясь расшириться, подвергается напряжениям сжатия.

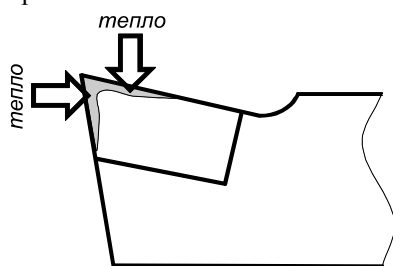


Рисунок 6.6 – Схема распределения нагретых и холодных слоев лезвия инструмента при рабочем ходе

Цикл холостого хода. Внутренние слои прогрелись, а внешние охлаждаются, сокращаясь. Они подвергаются напряжениям растяжения. Таким образом, за один цикл резания имеют место знакопеременные напряжения растяжения-сжатия. Это вызывает появление усталостных трещин, которые располагаются перпендикулярно режущей кромке и переходят на заднюю поверхность.

Предотвращение этих нежелательных влияний: уменьшение времени холостого хода, уменьшение температуры рабочего хода, увеличение температуры холостого хода (подогревание инструмента во время холостого хода).

Вторая причина возникает в момент выхода зуба инструмента из-под стружки при окончании цикла резания. Под действием силы резания N_1 (рис. 6.7 а) остаток срезаемого слоя срывается (или изгибается – для пластичных материалов) и передняя поверхность мгновенно разгружается. В то же время на заднюю поверхность продолжает действовать сила N_2 упругого восстановления поверхности резания (рис. 6.7 б). Напряжения в теле зуба инструмента резко изменяют знак. Такой «обратный удар» является одной из главных причин внезапного отказа инструмента, особенно при прерывистой (неравномерной) обработке заготовок из труднообрабатываемых материалов с малыми модулями упругости, т.е. предрасположенных к упругопластическому восстановлению. Этот фактор способствует возникновению усталостных микротрещин.

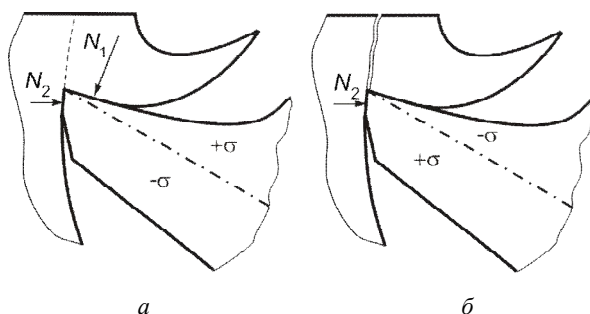


Рисунок 6.7 – Схема работы зуба инструмента в момент окончания цикла резания

Для уменьшения влияния этого явления выход зуба из зоны резания должен происходить при минимальной толщине (например, схема попутного фрезерования, см. рис. 1.45).

В общем случае напряжения, создаваемые в режущей части инструмента, определяют как сумму напряжений, возникающих под действием сил резания и температурного поля, а также остаточных напряжений, возникающих при изготовлении инструмента, в частности при напайке и заточке. Если сумма этих напряжений превысит предел прочности на растяжение в опасных точках, то происходит хрупкое разрушение лезвия.

Наличие дополнительного влияния факторов, характерных для прерывистого резания, приводит к тому, что предельная толщина срезаемого слоя $a_{пр}$, например, при фрезеровании на порядок ниже (0,3...0,5 мм), чем при точении (до 3...5 мм).

6.2.2. Пластическое разрушение режущего лезвия

Существует область условий резания, при которых свойства инструментального материала настолько изменяются, что инструмент не в состоянии срезать стружку, так как сам может подвергаться пластической деформации и срезу. Развитию этого процесса способствуют интенсивный разогрев (выше критической температуры теплостойкости) и размягчение инструментального материала при режимах резания, характеризующихся высокими силовыми и тепловыми нагрузками. Вторым фактором может быть всестороннее сжатие режущего лезвия, в результате чего пластичность материала инструмента в этой зоне существенно повышается. Пластическое течение поверхностных контактных слоев инструментального материала и их последующий срез преимущественно происходит вдоль задней поверхности (рис. 6.8). В некоторых случаях для быстрорежущих сталей он может наблюдаться и вдоль передней поверхности лезвия.

Экспериментально доказано, что для предотвращения деформации режущего лезвия при срезании стружки должно соблюдаться соотношение

$$\frac{HV_{и}}{HV_{стр}} \geq 1,4.$$

С увеличением скорости резания твердость основной массы стружки практически не изменяется, т.к. температура в

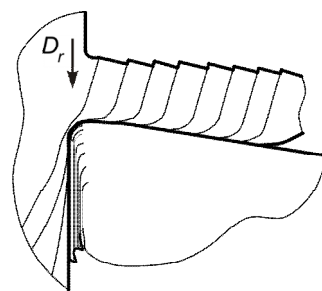


Рисунок 6.8 – Пластическое течение контактных слоев, прилегающих к задней поверхности

зоне стружкообразования поднимается незначительно и составляет всего 100...300 °С [14]. В то же время в тонких контактных слоях инструментального материала температура может возрастать до величин, превышающих критическую температуру теплостойкости инструментального материала. Поэтому локальная твердость этих слоев с повышением температуры будет уменьшаться. В момент, когда соотношение твердости материалов инструментального и стружки будет ниже критического значения, начнется интенсивное пластическое деформирование поверхностных слоев режущего лезвия.

Таким образом, пластическая прочность инструментального материала зависит от его способности сохранять твердость при высоких температурах, т.е. от его теплостойкости.

Для оценки способности инструментального материала сопротивляться пластическому разрушению используют коэффициент запаса пластической прочности, который определяется из формулы:

$$n_T \approx \frac{HV_{\text{и}}}{\sqrt{HV_{\text{стр}}^2 + HV_{\text{к}}^2}}, \quad (6.1)$$

где $HV_{\text{и}}$ – твердость инструментального материала в контактных слоях при температуре резания; $HV_{\text{стр}}$ – твердость стружки; $HV_{\text{к}}$ – твердость пластически деформируемых контактных слоев обрабатываемого материала вдоль задней поверхности при температуре, развиваемой возле режущей кромки.

На рис. 6.9 *а* приведены температурные зависимости «горячей» твердости различных инструментальных материалов, располагающихся по возрастанию в следующей последовательности: алмаз, кубический нитрид бора (композит 01), карбид кремния, электрокорунд (режущая керамика), твердый сплав группы ТК, твердый сплав группы ВК, быстрорежущая сталь и углеродистая инструментальная сталь.

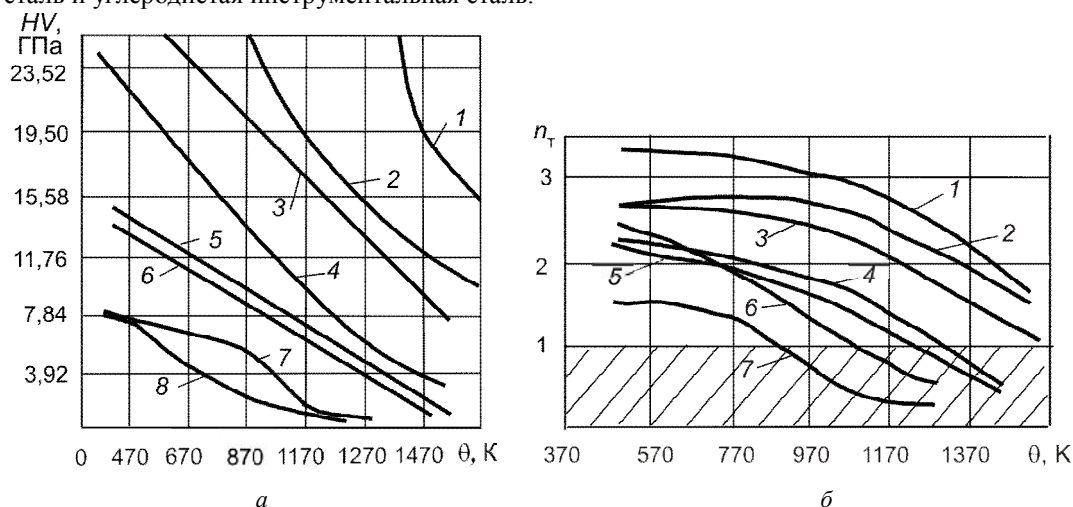


Рисунок 6.9 – Температурные зависимости твердости (*а*) и коэффициента запаса пластической прочности (*б*) различных инструментальных материалов [2]:

1 – алмаз; 2 – композит 01; 3 – карбид кремния; 4 – электрокорунд; 5 – Т15К6; 6 – ВК8; 7 – Р18; 8 – У12

1 – ЦМ332; 2 и 3 маловольфрамовые твердые сплавы; 4 – ВК8; 5 – Т15К6; 6 – безвольфрамовые твердые сплавы; 7 – Р18; обрабатываемый материал – 40Х

Расчет коэффициента запаса пластической прочности по формуле (6.1) позволяет построить области рационального использования инструментальных материалов по пластической прочности в зависимости от температур резания (рис. 6.9 б) и от скорости резания при обработке различных материалов (рис. 6.10). На этих рисунках в области, где коэффициент запаса пластической прочности ниже единицы (заштрихованная зона) – резание невозможно из-за пластической деформации режущей части инструмента.

Если режущее лезвие инструмента формоустойчиво до температур плавления обрабатываемого материала, то в этом случае скорость резания не ограничивается по критерию пластической прочности. Обработка меди, латуни и бронзы твердосплавными, а алюминия быстрорежущими инструментами может быть реализована практически с любой скоростью резания. Высокая «горячая» твердость и отсутствие химического сродства кубического нитрида бора с железоуглеродистыми сплавами позволяет на порядок увеличивать скорости резания в сравнении с твердыми сплавами.

Для прерывистых процессов резания предельные по пластической прочности скорости резания имеют более высокие значения вследствие охлаждения инструмента при холостом ходе.

При обработке сталей, жаропрочных, титановых сплавов и других труднообрабатываемых материалов, имеющих низкую теплопроводность, скорость резания чаще всего ограничивается пределом пластической прочности инструментальных материалов. Поэтому резервом роста производительности обработки таких материалов является повышение предела пластической прочности (твердости при нагреве и теплопроводности) инструментального материала.

6.3. Изнашивание режущей части инструмента

В процессе резания в результате взаимодействия стружки и поверхности резания с режущим лезвием контактные площадки на передней и задних поверхностях инструмента изнашиваются. Износ этих площадок происходит непрерывно, на протяжении всего процесса резания, практически при всех возможных условиях резания. Поэтому наряду с достаточной прочностью режущая часть инструмента должна обладать высокой износостойкостью.

Независимо от типа и назначения все инструменты могут изнашиваться преимущественно по задней поверхности (*первый вид износа*) (рис. 6.11 а), по задней и передней по-

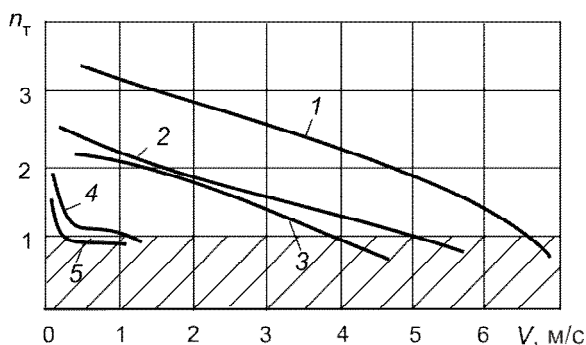


Рисунок 6.10 – Зависимость коэффициента запаса пластической прочности от скорости резания при обработке резцом из сплава Т15К6 различных материалов [2]: 1 – сталь 40; 2 – 12Х18Н9Т; 3 – ШХ15; 4 – ХН70ВМТЮ; 5 – ХН55ВМТКЮ

верхностям одновременно (*второй вид износа*) (рис. 6.11 б). В некоторых случаях черновой обработки в условиях устойчивого наростообразования нарост предохраняет заднюю поверхность от контакта с поверхностью резания и от износа, поэтому рассматривают *третий вид износа* – преимущественно по передней поверхности (рис. 6.11 в).

При изнашивании по *первому виду* на задней поверхности инструмента образуется площадка износа шириной h_3 . Очертания площадки износа в сечении главной секущей плоскостью приблизительно напоминают форму поверхности резания. Вдоль главной режущей кромки ширина площадки износа в общем случае неодинакова. Как правило, максимальная ширина площадки наблюдается у вершины инструмента (рис. 6.11 а, б). В некоторых случаях обработки заготовок с загрязненной или упрочненной поверхностной коркой локальный износ в виде проточкины наблюдается в зоне контакта корки и режущей кромки (рис. 6.13 а).

При изнашивании по *второму виду* наряду с износом задней поверхности имеет место и износ передней поверхности в виде лунки. При наличии нароста лунка начинается на некотором расстоянии от режущей кромки (см. рис. 6.11 в), при его отсутствии – и фаска по задней поверхности, и лунка начинаются от режущей кромки (рис. 6.12).

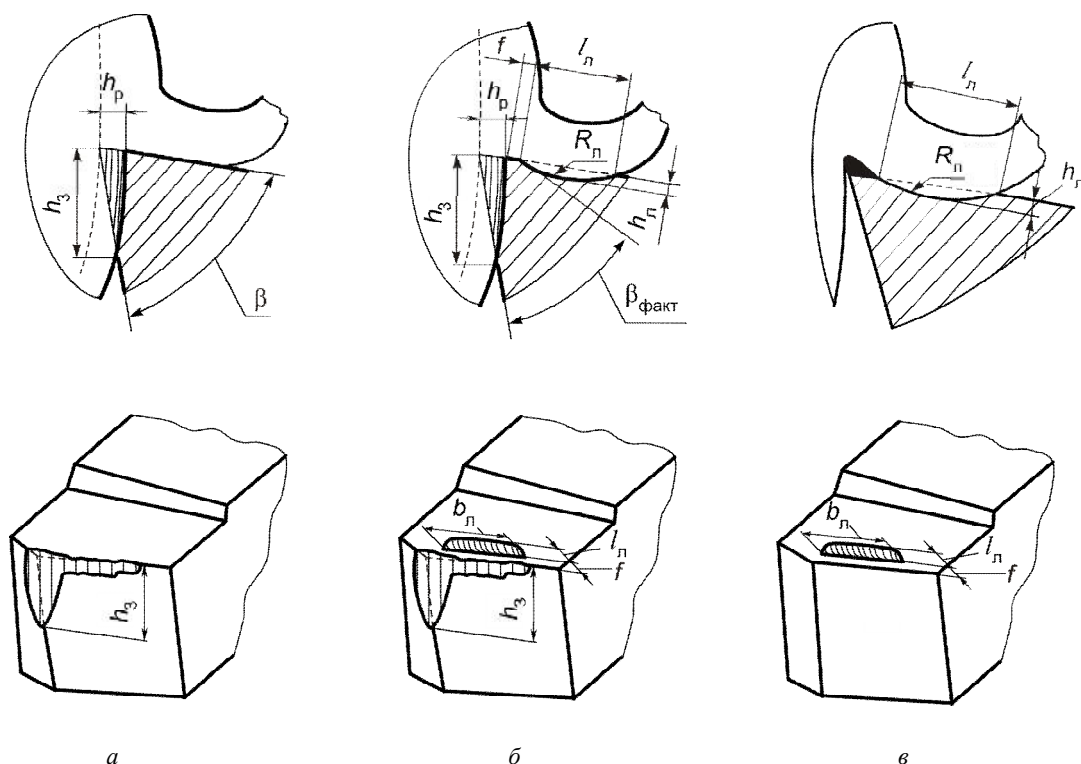


Рисунок 6.11 – Виды износа режущей части инструмента

6.3.1. Внешнее проявление изнашивания режущей части инструмента

В процессе резания длина l_n и глубина h_n лунки увеличиваются, а радиус ее кривизны R_n уменьшается (рис. 6.13 б). Обычно длина лунки растет в направлении режущей кромки медленнее, чем в противоположную сторону. Когда лунка и фаска соединяются, уменьшается угол заострения режущего лезвия, растет действительный радиус округления кромки $R_{\text{факт}}$ (рис. 6.13 в). В результате прочность лезвия снижается, и может происходить выкрашивание режущей кромки.

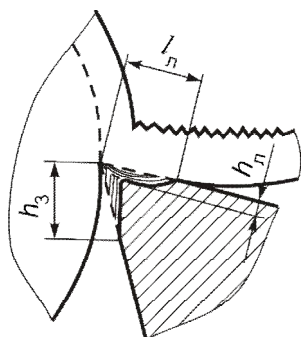
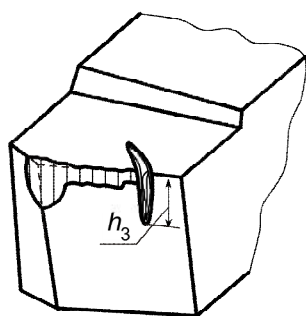


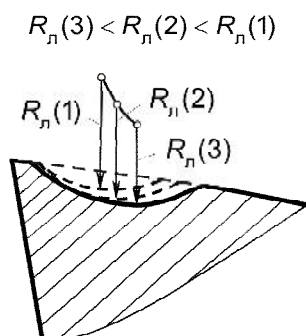
Рисунок 6.12 – Вид износа передней и задней поверхностей при отсутствии нароста

Характер износа инструмента определяется, главным образом, видом материала обрабатываемой заготовки, толщиной срезаемого слоя (подачей) и скоростью резания.

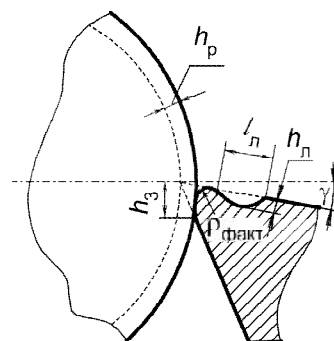
При обработке пластичных материалов (например, сталей) изнашивание инструментов по первому и второму видам износа встречается одинаково часто. При обработке хрупких материалов (например, чугунов, кремния и др.) изнашивается в основном задняя поверхность, т.е. наблюдается *первый вид износа*.



а



б



в

Рисунок 6.13 – Проточкины на лезвии инструмента (а), последовательность изменения радиуса кривизны лунки на передней поверхности (б) и увеличение радиуса округления режущего лезвия (в) по мере износа

Подача S и скорость резания V влияют приблизительно одинаково. При малых S и V изнашивается преимущественно задняя поверхность (чистовые режимы). С увеличением S и V возрастает износ по передней поверхности и становится преобладающим.

Меньшее влияние на вид износа оказывает передний угол и применение СОТС. При увеличении переднего угла и применении СОТС с высоким охлаждающим действием первый вид износа переходит во второй при больших значениях S и V .

Износ инструментов с покрытиями имеет свои особенности. В первую очередь это обуславливается снижением адгезионной активности покрытия, что уменьшает длину кон-

такта по передней поверхности [9]. За счет этого среднее нормальное давление на этой поверхности значительно увеличивается.

При обработке углеродистых сталей в условиях средних скоростей резания инструментами из быстрорежущих сталей с покрытиями через 2...3 минуты работы происходит прорыв (разрушение) покрытия 2 в месте начала формирования лунки (рис. 6.14). Однако за

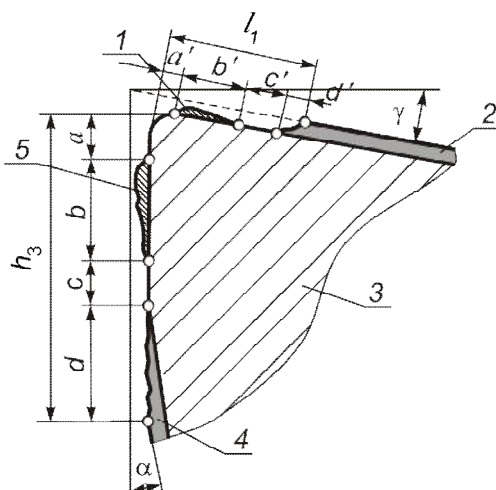


Рисунок 6.14 – Форма износа инструмента из быстрорежущей стали с покрытием из TiN [9]

счет более высоких контактных давлений и наличия остаточных островков покрытия на задней стороне лунки происходит затормаживания прирезцовых слоев стружки и образования плотного слоя, предохраняющего от дальнейшего роста лунки в сторону от режущей кромки. Кроме этого, высокие контактные давления на фаске у режущей кромки формируют устойчивую застойную зону, предохраняющую заднюю поверхность от износа. Поэтому преобладающим видом является износ по передней поверхности.

При повышении скорости резания или обработке труднообрабатываемых материалов высокие контактные температуры на ППИ не позволяют сформировать устойчивый заторможенный слой ни возле режущей кромки, ни на задней стороне лунки. Поэтому защитная роль покрытия проявляется на задней поверхности.

Фаска износа на ЗПИ состоит из 4-х зон (см. рис. 6.14): короткая зона постоянной длины a , прилегающая к режущей кромке, без покрытия и без заторможенного слоя; зона b – без покрытия, но с прочным постоянным заторможенным слоем, длина которой увеличивается в ходе работы; зона постоянной длины c – с только что разрушенным покрытием и следами вырывов инструментального материала; зона d – износа покрытия с увеличением его толщины от нуля до максимума. Длина этой зоны со временем занимает до половины длины контакта по ЗПИ.

Износ твердосплавных сменных неперетачиваемых пластинок, имеющих стружколомающие лунки на передней поверхности, протекает несколько differently от пластинок с плоской передней поверхностью. Полное обтекание стружкой лунки случается достаточно редко (рис. 6.15 а) и есть, скорее всего, идеальным вариантом, позволяющим распределить контактное давление на передней поверхности по всей длине искусственной лунки. Это приводит к уменьшению нормального давления и износу только задней поверхности.

Гораздо чаще при большом радиусе лунки она только увеличивает передний угол, не создавая препятствий свободному сходу стружки. Отрицательная фаска на вершине лезвия способствует образованию на ней устойчивого заторможенного тела. Поэтому кроме износа задней поверхности возможен износ передней поверхности за пределами упрочняющей фаски (рис. 6.15 б).

Наиболее часто (при правильно выбранном радиусе лунки) сходящая стружка упирается в стружколомающий уступ и дополнительно завивается (рис. 6.15 в). Это приводит к уменьшению длины контакта по передней поверхности, повышению контактных нагрузок и,

как следствие, возрастанию износа передней поверхности (за пределами упрочняющей фаски), стружколомающего уступа и задней поверхности (рис. 6.15 з). Кроме этого, возможны локальные очаги износа, аналогичные показанным на рис. 6.13 а на главной и вспомогательной режущих кромках.

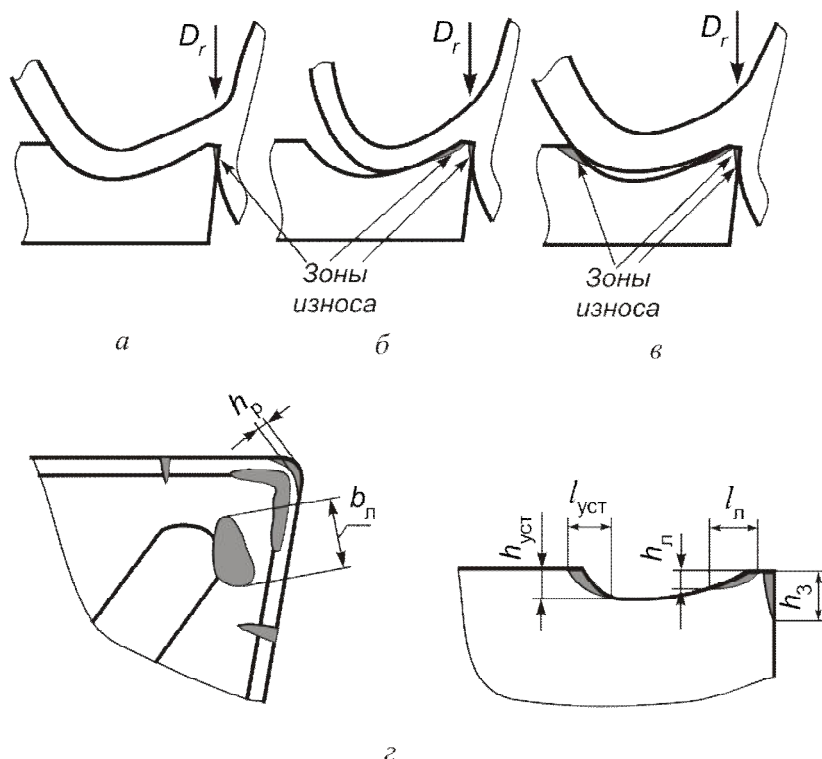


Рисунок 6.15 – Форма износа неперетачиваемых твердосплавных пластинок со стружколомающими канавками [16]

Для оценки меры изношенности инструмента используются четыре параметра: **линейный, размерный, массовый** и **относительный износ**.

Линейный износ h_3 представляет собой максимальную ширину площадки износа по задней поверхности без учета места ее расположения (см. рис. 6.11, 6.13) или глубину лунки. Применяется в виде рекомендаций при назначении величины перетачивания инструмента.

При чистовых режимах определяющим становится **размерный износ** – h_p , который измеряется в направлении, перпендикулярном обработанной поверхности детали (рис. 6.16). Он определяет увеличение (наружное точение) или уменьшение (расточивание) исполнительного размера обрабатываемой детали.

С физической точки зрения более правильно оценивать величину износа через массу изношенной части инструмента в миллиграммах – **массовый износ**, который пропорционален работе сил трения при изнашивании.

Интенсивность (скорость) изнашивания инструментов определяет **относительный износ** – Δ . Под относительным износом понимают отношение линейного, размерного или массового износа к какому-нибудь показателю, который характеризует производительность работы инструмента к моменту его затупления (путь резания, время резания или обработанная площадь, объем снятого материала и т.п.). Например, относительный линейный износ

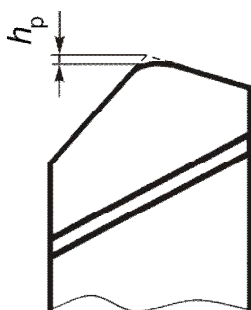


Рисунок 6.16 – Схема измерения размерного износа

$$\Delta_L = \frac{h_3}{L} = \frac{h_3}{VT} = \frac{h_3 1000S}{\pi D l}, \quad (6.2)$$

где l – длина обработанной поверхности.

Графическое изображение закономерности изменения износа за время работы инструмента называют **кривой износа** (рис. 6.17). Для задней поверхности кривые износа принято строить для максимального значения ширины фаски износа на задней поверхности h_3 в зависимости от времени работы инструмента τ или пути резания L .

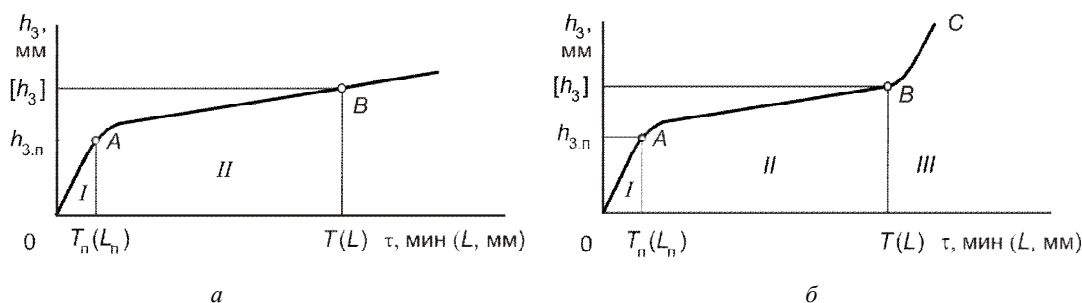


Рисунок 6.17 – Кривые износа инструмента: а – при преимущественном изнашивании по задней поверхности; б – при одновременном изнашивании по передней и задней поверхностям

Первый вид износа показан на рис. 6.17 а. Начальный участок кривой износа OA характеризует интенсивный износ и называется участком приработки (I – период приработки). На этом участке площадь контакта задней поверхности лезвия с поверхностью резания относительно мала, вследствие чего на ней развиваются значительные удельные нагрузки, приводящие к интенсивному износу. Острозаточенный инструмент, интенсивно изнашиваясь, как бы «приспосабливается» к условиям работы. С появлением площадки контакта шириной $h_3 = 0,05 \dots 0,1$ мм действующие на нее напряжения снижаются и далее износ переходит в стадию рабочего (или нормального) изнашивания – участок AB (II – период нормальной работы). При достижении принятого значения износа (**критерия износа**) процесс обработки прекращают и производят замену изношенного лезвия. Время работы инструмента до этого момента называется **периодом стойкости** T (см. п. 6.5).

Если инструмент изнашивается одновременно по задней и по передней поверхности (см. рис. 6.11 б), то на кривой износа появляется участок BC (рис. 6.17 б), называемый участком «катастрофического» износа (III – период катастрофического износа). В данном случае расширение и углубление лунки износа на передней поверхности и ширины площадки на

задней могут приводить как к тепловому разупрочнению (потере твердости) и пластическому разрушению («смазыванию») режущей кромки лезвия за счет повышения температуры в этой зоне, так и к хрупкому разрушению – сколам и выкрашиванию.

Продолжение эксплуатации инструмента в зоне катастрофического износа нецелесообразно из-за значительного увеличения объемов разрушения лезвия, приводящих к уменьшению ресурса инструмента. Поэтому при достижении износа, величина которого приближается к его предельному значению, производят либо переточку инструмента, либо замену режущей кромки (при использовании сменных неперетачиваемых многогранных пластин).

Для лунки по передней поверхности различают несколько кривых изнашивания для каждого параметра (рис. 6.18). Глубина лунки $h_{\text{л}}$ изменяется аналогично h_3 . Фаска f присутствует только, когда есть нарост, ширина лунки $b_{\text{л}}$ за время работы практически не меняется.

Длина каждого участка и степень крутизны кривых износа определяются режимами обработки, геометрией лезвия, прочностью инструментального материала и др. Как правило, зависимость между этими факторами устанавливается экспериментально с помощью статистических формул вида:

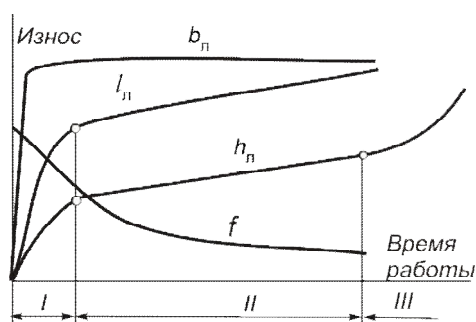


Рисунок 6.18 – Кривые изнашивания режущего лезвия инструмента по передней поверхности

$$h_3 = C_h \tau^p V^m S^n t^q, \quad (6.3)$$

например, для точения стали $R_m = 820$ МПа твердым сплавом Т5К10 [15]

$$h_3 = C_h \tau^{0,7} V^{5,3} S^{3,2} t^{0,5}, \quad (6.4)$$

где τ – время работы инструмента.

Как видно, на величину износа наибольшее влияние оказывает скорость резания, затем подача и наименьшее – глубина резания, т.е. зависимость аналогичная влиянию этих параметров на температуру резания.

6.3.2. Физическая природа износа режущего инструмента

Принципиальной особенностью условий контактирования (трения) при резании является наличие тонкого слоя обрабатываемого материала, заторможенного (прилипшего) на некоторой части контактных поверхностей инструмента. Причем с увеличением скорости резания (увеличением температуры) толщина этого слоя уменьшается и при очень высоких температурах резания он может переходить даже в жидкое состояние. Таким образом, контактирование обрабатываемого материала с инструментальным происходит, как правило, через взаимодействие с заторможенным слоем. Заторможенный слой может находиться в устойчивом состоянии схватывания с инструментальным материалом или (чаще всего) в неустойчивом состоянии, когда наблюдается его перемещение относительно инструментально-

го материала. В условиях устойчивого состояния, когда нет относительного перемещения на границе «инструментальный материал–заторможенный слой», износ на этих участках отсутствует.

В условиях неустойчивого состояния, когда в заторможенном слое продолжают пластические деформации сдвига и он, разрушаясь, перемещается по контактной поверхности инструментального материала, наблюдаются процессы, приводящие к изнашиванию в виде:

- постепенного усталостного вырывания микрочастиц;
- переноса (диффузии) химических компонентов, входящих в состав инструментального материала;
- взаимного растворения с контактным слоем обрабатываемого материала;
- образования жидкой фазы из более легкоплавких новых соединений, полученных в результате химического синтеза компонентов инструментального и обрабатываемого материалов, и газов из окружающей контакт среды.

Исходя из этого, природу изнашивания лезвий режущих инструментов можно объяснить следующими физическими явлениями (износами): *абразивным, адгезионно-усталостным, диффузионным, окислительным и износом оплавлением (эвтектическим).*

Абразивное изнашивание (абразивный износ). Механизм абразивного износа состоит в том, что твердые включения в обрабатываемом материале, внедряясь в контактные поверхности инструмента, царапают эти поверхности, оставляя риски. Однако микрорезание со снятием стружки в данном случае происходит не всегда. Чаще всего возникновение рисков на инструментальном материале происходит в результате его пластического оттеснения в стороны при движении более твердой частицы. Таким образом, чем больше в составе обрабатываемого материала будет твердых фаз, тем большее число контактов с поверхностью лезвия инструмента произойдет при их взаимном перемещении. При каждом новом контакте будет происходить очередное «резание – царапание» или «оттеснение» инструментального материала, в результате чего поверхность трения в микрообъемах инструментального материала будет подвергаться процессам пластического передеформирования. Особенно сильно изнашивается из-за абразивного воздействия задняя поверхность, на которой появляются углубления в виде рисков и канавок, параллельных движению резания.

В рассматриваемом случае пластических деформаций с образованием рисков (следов деформации) наиболее вероятно проявление механизма малоциклового усталости. Поэтому более точным названием для абразивного изнашивания является *абразивно-усталостное изнашивание*.

Интенсивность абразивно-усталостного изнашивания возрастает при увеличении содержания в сталях цементита (100 HV) и сложных карбидов, в чугунах – цементита и фосфидов, в силуминах – карбида кремния, в жаропрочных сплавах – интерметаллидов, которые сохраняют высокую твердость даже при высоких температурах резания.

Из всех структурных составляющих стали наименьшей истирающей способностью обладает феррит (8 HV). За ним следует зернистый перлит (15...20 HV), истирающая способность которого тем меньше, чем меньше размеры зерен цементита. Пластинчатый перлит (20...35 HV) значительно интенсивнее изнашивает режущий инструмент, так как он обладает большой абразивной способностью в силу пилообразного характера трущейся поверхности с острыми карбидными кромками. Аустенитные стали с незначительным содержанием карбидов имеют слабую истирающую способность. Трудно обрабатываются стали мартенситного

класса с высоким содержанием легирующих составляющих. Режущий инструмент особенно интенсивно изнашивается элементами, образующими твердые карбиды (VC, MoC; WC, TiC).

При обработке чугуна графит играет роль внутренней смазки, уменьшая тенденции к образованию нароста. Но наличие твердых фосфористых соединений и особенно цементита весьма сильно увеличивает истирающую способность чугуна.

Контактные поверхности инструмента могут также царапаться частицами периодически разрушающегося нароста, твердость которого значительно (в 2–3 раза) превосходит твердость материала, из которого он образован.

Абразивное изнашивание усиливается при резании в химически активных средах (например, в четыреххлористом углероде), ослабляющих сопротивляемость контактных поверхностей инструмента царапанию. Абразивное действие обрабатываемого материала становится тем сильнее, чем меньше отношение $HV_{\text{и}}/HV_{\text{м}}$. Вследствие этого абразивное изнашивание заметнее проявляется при работе инструментами из углеродистых и быстрорежущих сталей (65...70 HV), чем при работе твердосплавными инструментами, так как их твердость значительно выше (130...140 HV).

Этот вид износа может играть решающую роль при обработке заготовок с резко выраженными абразивными свойствами (чугунное литье, силумин, сварные швы, поковки со штамповочной коркой и др.). Абразивному износу подвергаются в основном режущие инструменты, работающие при относительно низких скоростях и температурах резания (протяжки, метчики, плашки и т.п.).

Адгезионно-усталостное изнашивание (адгезионный износ). Под адгезионным износом инструмента понимается отрыв удерживаемых силами адгезии («схватывания», холодного сваривания) мельчайших частиц инструментального материала в процессе его перемещения относительно обрабатываемого материала. Благоприятные для адгезии условия на контактных поверхностях инструмента создаются вследствие высоких давлений и образования ювенильных (химически чистых) поверхностей. Напряжения, возникающие при однократном разрыве адгезионной связи, как правило, недостаточны для разрушения микрообъема инструментального материала. Поэтому разрушения преимущественно возникают в отдельных зонах, где уже имеется значительное количество усталостных трещин, появляющихся в результате циклических нагрузок при создании и разрушении адгезионных мостиков сваривания. Таким образом, *отрыв частиц инструментального материала силой адгезии является всего лишь заключительным этапом разрушения*, совершающимся тогда, когда прочность связи частиц с основой снижается вследствие возникновения и развития усталостных явлений в поверхностном слое инструментального материала.

Адгезионно-усталостный износ частиц режущего инструмента может происходить либо путем отрыва, либо пластического среза, и соответственно механизм износа имеет либо хрупкую, либо пластическую природу. На рис. 6.19 а показан механизм развития в поверхностном слое инструментального материала (быстрорежущая сталь) системы усталостных трещин, которые, продвигаясь к контактной поверхности, формируют частицы (рис. 6.19 б), отрывающиеся и уносимые приконтактной поверхностью стружки (рис. 6.19 в) с передней поверхности или поверхностью резания – с задней поверхности инструмента. Число циклов нагружения до усталостного разрушения микрообъемов инструментальных материалов не является постоянным, а зависит от их физико-механических свойств (трещиностойкости, циклической прочности) и температуры резания.

Масса инструментального материала, удаляемого с контактных поверхностей инструмента на единицу пути резания, зависит от прочности и твердости обрабатываемого материала. При прочих равных условиях, чем меньше отношение твердостей $HV_{\text{и}}/HV_{\text{м}}$, тем интенсивнее изнашивание инструмента.

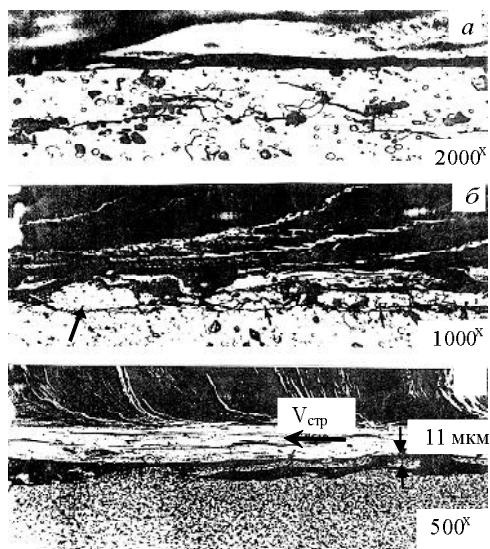


Рисунок 6.19 – Адгезионно-усталостное разрушение поверхностного слоя инструментального материала (быстрорежущая сталь) [9]

носа твердосплавного инструмента (см. рис. 6.20).

Адгезионный износ инструмента можно уменьшить, применяя жидкости, создающие на контактных поверхностях «защитные» пленки (окисные, масляные и др.), которые существенно уменьшают силы адгезии и препятствуют схватыванию обрабатываемого и инструментального материалов.

Окислительное изнашивание. Гипотеза окислительного изнашивания основывается на известном факте коррозии твердых сплавов при нагреве их в среде кислорода и при неизменности свойств поверхностных слоев сплавов при нагреве их в инертных газах (аргоне, азоте, гелии). Согласно этой гипотезе при температурах резания 700...800 °С кислород воздуха вступает в химическую реакцию с твердым сплавом, причем из всех возможных составляющих (фаз) в нем (кобальт, карбиды вольфрама, титана, тантала) наиболее сильно окисляется кобальт. Карбид титана образует более прочную пленку окисла по сравнению с карбидом вольфрама. Вследствие значительной пористости металлокерамических твердых сплавов окислительным процессам подвергаются не только сами контактные поверхности инстру-

Специфический характер адгезионного изнашивания определяет сопротивляемость инструментальных материалов этому виду разрушения. Чем выше циклическая прочность и ниже хрупкость инструментального материала, тем выше его износостойкость при равной теплостойкости. Поэтому в зоне невысоких температур резания (до 500 °С), когда теплостойкость инструментального материала не имеет решающего значения, износостойкость твердых сплавов может быть даже ниже, чем у быстрорежущих сталей, имеющих более высокую прочность и лучше сопротивляющихся циклическим нагрузкам (рис. 6.20).

Нагрев твердых сплавов также способствует повышению их сопротивляемости контактным нагрузкам за счет уменьшения хрупкости. Именно поэтому в интервале температур 500...750 °С повышение температуры резания сопровождается уменьшением относительного из-

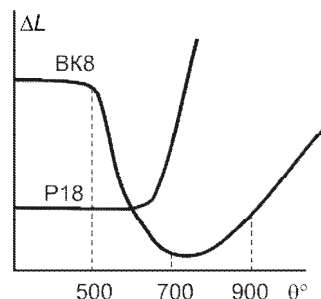


Рисунок 6.20 – Зависимость интенсивности изнашивания разных материалов от температуры резания [1]

мента, но и зерна твердого сплава, лежащие на некоторой глубине от этих поверхностей. Продуктами окисления кобальтовой фазы являются окислы Co_3O_4 и CoO , а карбидов – WO_3 и TiO_2 . Их твердость в 40–60 раз ниже средней твердости твердых сплавов. В результате значительного размягчения кобальтовой связки нарушается «монолитность» сплава за счет ослабления связей между зернами карбидов. Это создает благоприятные условия для вырывания карбидных зерен силами трения и адгезии, действующими на передней и задней поверхностях лезвия, и резкого повышения интенсивности изнашивания этих поверхностей.

Вместе с тем в случае образования тонких и достаточно прочных окисных пленок адгезия происходит между пленками, что предохраняет инструмент от более интенсивного износа путем вырывания частиц инструментального материала. При образовании более толстых и рыхлых окисных пленок интенсивность износа лезвия резко увеличивается, так как такие пленки легко разрушаются при его взаимодействии с контактными поверхностями обрабатываемой детали и стружкой.

Склонность твердых сплавов к окислению определяется их химическим составом. Однокарбидные сплавы окисляются сильнее, чем двухкарбидные. С увеличением содержания кобальта в твердом сплаве интенсивность и скорость окисления возрастают. Развитию коррозионных явлений в значительной степени препятствует применение при резании инертных газовых сред, например, аргона, гелия, азота, что существенно уменьшает интенсивность изнашивания инструмента.

Диффузионное изнашивание. При температурах резания выше 800...850 °С изнашивание инструмента может преимущественно происходить в результате диффузионного растворения инструментального материала в обрабатываемом [2].

Возможность протекания диффузионных процессов на контактных поверхностях лезвия инструмента обуславливается параболическим законом роста диффузионного слоя (рис. 6.21), по которому в начальный период диффузии скорость растворения чрезвычайно велика, после чего с течением времени она резко уменьшается. Эти условия характерны для процесса резания, где каждое мгновение вступают в соприкосновение все новые участки контактирующих поверхностей («передняя поверхность – стружка» и «задняя поверхность – поверхность резания»), в результате чего постоянно поддерживается весьма высокая скорость растворения, свойственная начальному периоду диффузии.

Интенсивному диффузионному растворению материалов инструмента и обрабатываемой детали при резании способствуют следующие факторы:

- высокие температуры, превышающие температуру начала химического взаимодействия твердого сплава с обрабатываемым материалом;

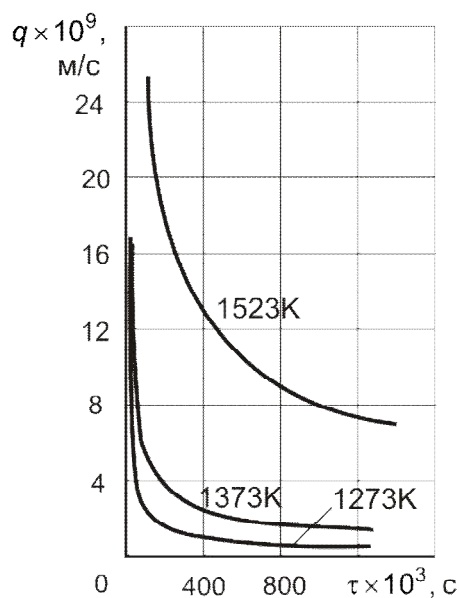


Рисунок 6.21 – Изменение скорости растворения вольфрама в стали в зависимости от времени диффузии и температуры [17]

- большие пластические деформации контактных слоев, приводящие к полному контакту поверхностей по всей номинальной поверхности;
- ювенильность поверхностей детали и частично инструмента.

Различные компоненты твердого сплава диффундируют в обрабатываемый материал с разной скоростью. Наиболее быстро диффундирует углерод, медленнее – вольфрам, кобальт и титан. В результате неодинаковой скорости растворения между инструментом, стружкой и поверхностью резания образуется три диффузионных слоя. Наиболее удаленным от контактных поверхностей является науглероженный слой. Ближе к границе раздела расположен слой белого цвета, представляющий собой твердый раствор углерода и вольфрама или углерода, вольфрама и титана в γ -железе. Третий слой является интерметаллидом в виде железвольфрамового или более сложного карбида. Структурные превращения в этом слое, расположенном практически на границе раздела твердого сплава с обрабатываемым материалом, происходят в результате обеднения контактных поверхностей инструмента углеродом и диффузии в твердый сплав железа из обрабатываемого материала.

По сравнению с основным массивом твердого сплава третий слой является более хрупким и разупрочненным, что приводит к его срезу движущимися стружкой и поверхностью резания. Следовательно, диффузионный износ зависит не только от непосредственного переноса атомов инструментального материала в деталь и стружку. В результате диффузионных процессов в поверхностных слоях инструмента происходят структурные превращения, приводящие к охрупчиванию и разупрочнению рабочих поверхностей лезвия инструмента, которые срезаются и уносятся обрабатываемым материалом и стружкой. Таким образом, диффузионный износ необходимо рассматривать как результат двух процессов: собственно диффузионного растворения и диспергирования (измельчения) и разрушения разупрочненных контактных поверхностей.

При резании инструментами из однокарбидных сплавов в их диффузионном изнашивании в той или иной степени участвуют оба указанных процесса. Изнашивание же инструментов из двухкарбидных сплавов происходит несколько иначе. Титано-вольфрамовые карбиды в обрабатываемом материале растворяются значительно медленнее, чем вольфрамовые. Поэтому на контактных поверхностях образуются микровыступы еще не полностью растворившихся зерен из титано-вольфрамовых карбидов. Впадины между этими зернами заполняются обрабатываемым материалом из контактных слоев стружки или поверхности резания, создавая очаги застоя, что увеличивает время диффузии и замедляет диффузионное растворение. При высоких скоростях (температурах) резания двухкарбидные сплавы имеют большую износостойкость, чем однокарбидные. Вместе с тем при температурах резания $\theta < 800\text{ }^{\circ}\text{C}$, когда диффузионное растворение практически незначимо, износостойкость однокарбидных твердых сплавов мало отличается от износостойкости двухкарбидных, а иногда и превосходит ее. Интенсивность протекания диффузионных процессов заметно уменьшается при применении инструментальных материалов или износостойких покрытий, химически инертных по отношению к обрабатываемому материалу.

Изнашивание оплавлением (эвтектическое). Такой механизм изнашивания довольно часто проявляется при обработке с высокими скоростями и температурами резания. Например, при обработке сталей инструментом из поликристаллов кубического нитрида бора температура резания может достигать значений $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ и выше [4]. В этом случае процесс резания сопровождается образованием на контактных поверхностях инструмента тонкого слоя соединений, температура плавления которых ниже, чем температуры плавления обрабаты-

ваемого и инструментального материалов. В результате этого контакт инструмента со стружкой и поверхностью резания происходит через слой расплавленной фазы, т.е. в зоне контакта реализуется механизм контактно-реактивного плавления. Это предположение подтверждается тем, что, например, эвтектика Fe–Fe₂B плавится при температуре 1177 °С, а эвтектики CrB₃ и Fe₄N при 1000–1100 °С. Учитывая, что в контакте могут образовываться более сложные соединения, например тройные, температура их плавления может быть еще ниже. Дополнительной причиной образования жидкой фазы на контактных поверхностях инструмента является окисление инструментального материала, размягчение и плавление борного ангидрида, имеющегося в составе КНБ.

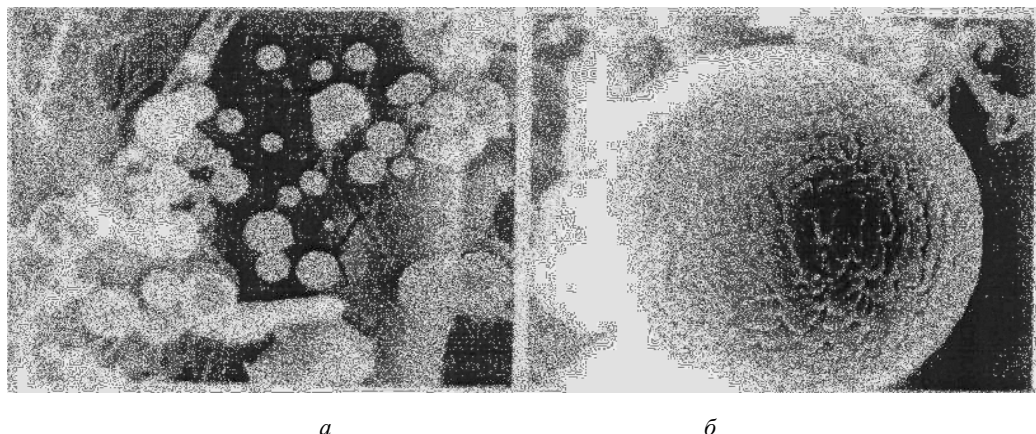


Рисунок 6.22 – Частицы, образовавшиеся из материала жидкой фазы и выброшенные из зоны контакта лезвия со стружкой в окружающую среду

С одной стороны, образование жидкой фазы сопровождается уменьшением коэффициента трения, что способствует уменьшению относительного износа, а с другой – жидкая фаза, состоящая из химических элементов, входящих в состав инструментального и обрабатываемого материалов и компонентов окружающей контакт газовой среды, выносится из зоны контакта и оседает в виде «налета» на поверхностях инструмента вблизи контактных зон, а также распыляется в окружающую среду в виде мельчайших капель. То есть образование жидкой фазы сопровождается разрушением контактных зон поверхностей лезвия и увеличением износа инструмента. На рис. 6.22 показаны частицы сферообразной формы, образовавшиеся из материала жидкой фазы, выброшенной из зоны контакта в окружающую среду. Они имеют ярко выраженную дендритную структуру литого материала. При резании аналогичных материалов инструментами из твердого сплава T15K6 с покрытиями TiC и TiN и режущей керамики ОНТ-20, ВОК60 эффекта образования эвтектик с пониженными температурами плавления обнаружено не было.

Эффективными мерами снижения эвтектического изнашивания инструментов из КНБ является применение СОТС с повышенным смазывающим действием или созданием в зоне резания условий (подвод азота из покрытия или его подача другим способом), которые являются ингибиторами реакции взаимодействия между обрабатываемым и инструментальным материалами [44].

Интегральный (суммарный) износ инструмента. В настоящее время затруднительно достаточно точно ответить на вопрос, какие механизмы изнашивания определяют работоспособность инструмента в различных условиях его эксплуатации. На рис. 6.23 приведена условная схема влияния на стойкость инструмента различных механизмов изнашивания в зависимости от скорости (температуры) резания при точении. Например, адгезионно-усталостное разрушения (2) существенным образом определяют интенсивность изнашивания до средних температур резания ($\sim 700^\circ\text{C}$), а абразивное изнашивание (1) имеет место во всем скоростном (температурном) диапазоне.

Кроме уже отмеченных выше механизмов в области повышенных температур некоторую роль играет явление «самоизнашивания». Самоизнашивание заключается в царапании контактных поверхностей инструмента зернами карбидов твердого сплава, вырванными силами адгезии из этих же поверхностей и движущимися совместно с контактным заторможенным слоем обрабатываемого материала.

Окислительный (3), диффузионный (4) и эвтектический (5) износы являются термоактивированными процессами и их вклад в суммарный износ интенсивно возрастает с повышением температуры. На механизмы изнашивания могут накладываться явления разупрочнения инструментального материала в результате действия высоких температур и скоростей деформации [28]. Процессы ползучести и динамической рекристаллизации быстрорежущей стали приводят к интенсивному ее износу при температурах резания выше $650\ldots 700^\circ\text{C}$.

Поэтому при невысоких скоростях (температурах) резания наилучшую износостойкость показывают материалы, способные сопротивляться усталостным процессам (более трещиностойкие), быстрорежущие стали, твердые сплавы группы ВК и ТТК. С увеличением скорости (температуры) резания начинают доминировать твердые сплавы группы ТК, режущая керамика и СТМ на основе алмаза и КНБ, имеющие более высокую теплостойкость.

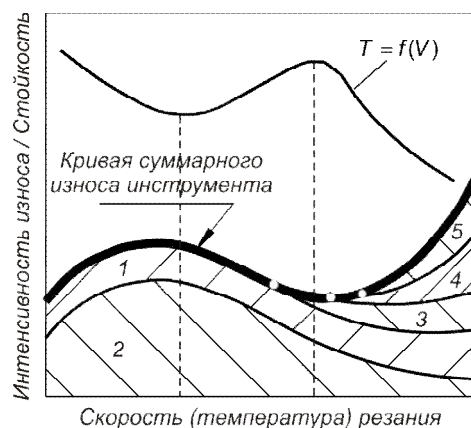


Рисунок 6.23 – Влияние скорости (температуры) резания на интенсивность износа и стойкость режущего инструмента:

1 – абразивный износ; 2 – адгезионно-усталостный износ; 3 – окислительный износ; 4 – диффузионный износ; 5 – эвтектический износ

6.3.3. Критерии износа режущих инструментов

При эксплуатации инструмента по мере его изнашивания наступает момент, когда дальнейшее резание должно быть прекращено и требуется его замена. Характеристикой неработоспособного состояния режущего инструмента (лезвия) является «**отказ режущего инструмента**». **Критерий отказа режущего инструмента (лезвия)** определяется в зависимости от требований к обработке при выполнении конкретной технологической операции [11].

Частным случаем критерия отказа является достижение **критерия затупления** режущего инструмента (лезвия), под которым понимают сумму признаков (или один решающий

признак), при которых работа инструментом должна быть прекращена. Чаще всего в качестве критерия отказа режущего инструмента принимается максимально допустимое значение износа задней поверхности лезвия, после достижения которого наступает его отказ. **Время работы инструмента до достижения им критерия отказа называется периодом стойкости – T .**

Приведение после отказа рабочей части режущего инструмента в работоспособное состояние называют **восстановлением режущего инструмента (лезвия)**. Восстановление лезвия осуществляется его переточкой или заменой отказавшего лезвия

Чаще всего используются **критерий оптимального износа и технологические критерии износа.**

Критерий оптимального износа. Этим критерием пользуются, если инструмент изнашивается одновременно как по задней, так и по передней поверхностям (второй вид износа). Под оптимальным износом понимают такую величину износа, при которой полный период стойкости режущего инструмента (ресурс работы инструмента) достигает максимальной величины. Полным периодом стойкости называется сумма периодов стойкости режущего инструмента (лезвия) от начала резания новым инструментом (лезвием) до достижения предельного состояния, когда инструмент направляется на утилизацию.

Этот период стойкости с достаточной точностью определяют по формуле:

$$T_{\Sigma} = kT, \quad (6.5)$$

где k – число режущих кромок для СНП; или $k = i + 1$ для перетачиваемого инструмента (i – число переточек, допускаемых инструментом);

Таким образом, T_{Σ} численно характеризует ресурс инструмента до того, как он будет направлен на утилизацию.

Когда конструкция режущего инструмента предусматривает применение сменных неперетачиваемых многогранных пластин, восстановление режущих свойств инструмента производят их поворотом на следующую кромку (грань).

Если восстановление режущего инструмента осуществляется заточкой, то число переточек i можно определить из схемы, представленной на рис. 6.24, на которой изображена изношенная до h_3 часть лезвия режущего инструмента. Для восстановления инструмента с его задней поверхности должен быть снят слой инструментального материала, толщиной $h + \Delta h$, где h – часть толщины стачиваемого слоя, определяемая величиной износа h_3 ; $\Delta h = 0,1 \dots 0,15$ мм – дополнительный слой, который включает допуск на заточку и слой материала, удаляемый для устранения дефектов, образующихся под изношенной частью задней поверхности. Величину h можно определить из выражения:

$$h = h_3 \frac{\operatorname{tg} \alpha \cos(\alpha + \gamma)}{\cos \gamma}. \quad (6.6)$$

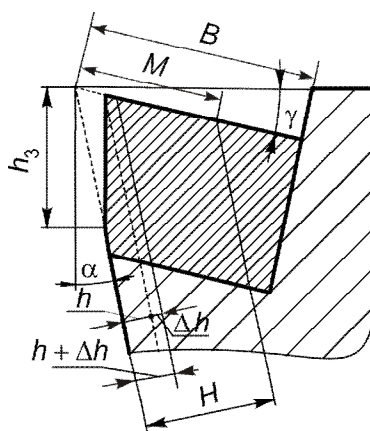


Рисунок 6.24 – Схема переточки инструмента с напайной пластинкой

Введем обозначение

$$\frac{\operatorname{tg} \alpha \cos(\alpha + \gamma)}{\cos \gamma} = c ,$$

Тогда

$$h = ch_3 \quad (6.7)$$

Размер M , измеряемый вдоль передней поверхности, называется допустимой величиной стачивания пластинки. Его конкретная величина обуславливается конструкцией инструмента. Для резцов $M = 2B/3$, где B – длина пластинки в направлении, перпендикулярном к главной режущей кромке. Размер слоя инструментального материала, соответствующий допустимой величине стачивания M :

$$H = M \cos(\alpha + \gamma) . \quad (6.8)$$

Отсюда допускаемое число переточек i и полный период стойкости T_Σ с учетом (6.5) соответственно равны:

$$i = \frac{H}{h + \Delta h} ; \quad T_\Sigma = \left(\frac{H}{h + \Delta h} + 1 \right) T = \left(\frac{H}{ch_3 + \Delta h} + 1 \right) T . \quad (6.9)$$

Из выражения (6.9) видно, что полный период стойкости является функцией износа h_3 . Его увеличение приводит к росту периода стойкости, но к уменьшению количества переточек, и наоборот. Поэтому зависимость между T_Σ и h_3 имеет экстремальный характер (рис.6.25 б). Значение h_3 , при котором полный период стойкости достигает максимума, называется критерием оптимального износа $h_{3\text{опт}}$.

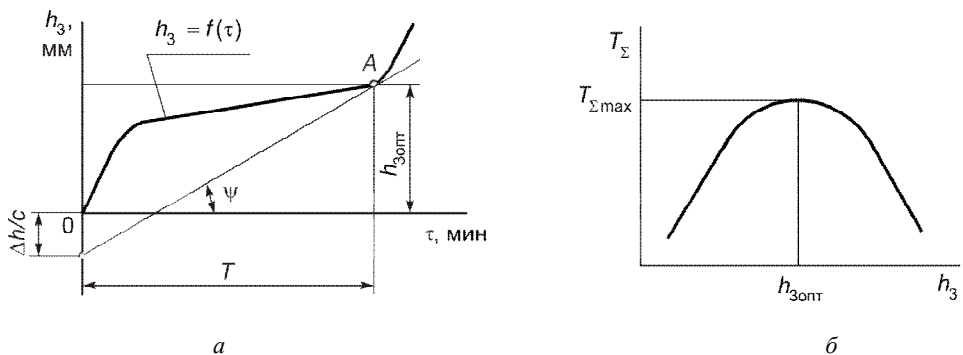


Рисунок 6.25 – Графики для определения величины оптимального износа

Для его определения необходимо решить задачу по нахождению максимума функции T_Σ или:

$$\frac{dT_\Sigma}{dh_3} = 0 . \quad (6.10)$$

Величину оптимального износа можно определить графическим методом. Для этого экспериментально устанавливают кривую износа инструмента, доводя его до начала катастрофического участка изнашивания (рис. 6.25 а). Далее на отрицательной оси ординат определяют точку B , отстоящую от начала координат на расстоянии, равном

$$\frac{\Delta h}{c} = \frac{0,15 \cos \gamma}{\operatorname{tg} \alpha \cos(\alpha + \gamma)}.$$

Проводя из точки B касательную к кривой износа, определяют на ней точку A . Величина износа в точке A и будет критерием оптимального износа $h_{3, \text{опт}}$, при котором полный период стойкости стремится к максимальному значению (см. рис. 6.25 б):

$$T_{\Sigma \max} = (i + 1)T \rightarrow \max.$$

Критерий оптимального износа широко применяют в лабораторных условиях при получении стойкостных зависимостей для инструментов, предназначенных для черновой и получистовой обработки. Применение этого критерия в производственных условиях целесообразно в массовом производстве, например, на автоматических линиях, при эксплуатации дорогостоящего инструмента и т.п.

Опыт показывает, что критерий оптимального износа соответствует максимальному износу инструмента, предшествующему периоду катастрофического изнашивания. Кроме предложенной точной методики его можно определить по ряду косвенных признаков, среди которых при точении применяется **признак блестящей полоски**. Резец считается изношенным и требуется его замена, когда при обработке стали на поверхности резания появляется блестящая полоска (рис. 6.26), а при обработке чугуна – темные пятна. Появление блестящей полоски соответствует началу третьего периода износа (см. рис. 6.25 а), когда из-за значительных усилий резания на задней поверхности происходит смятие формируемой поверхности резания и как бы ее полировка. При дальнейшей работе в течение 1–2 мин может произойти полное разрушение режущего лезвия, и резец окончательно выйдет из строя. Следовательно, этот критерий нельзя применять при чистовой обработке, а также при работе сложным и дорогим инструментом.

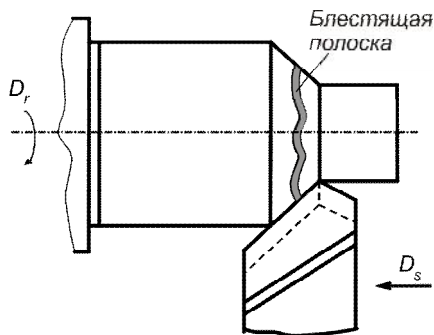


Рисунок 6.26 – Блестящая полоска на поверхности резания

Технологические критерии износа. Под технологическим критерием износа понимают такой, при котором работу инструмента прекращают по технологическим ограничениям: резкое увеличение шероховатости обработанной поверхности, вызываемое изнашиванием инструмента; потеря инструментом необходимого размера; резкое повышение одной или нескольких составляющих усилий резания; возникновение вибраций в технологической системе; чрезмерный нагрев детали и т.п.

Например, влияние износа резца в радиальном направлении на изменение диаметра обработанной поверхности при токарной обработке показано на рис. 6.27. В начале работы

диаметр обработанной поверхности равен d . В процессе резания по мере увеличения радиального износа резца h_p этот размер будет $(d + 2h_p)$ (рис. 6.27 б).

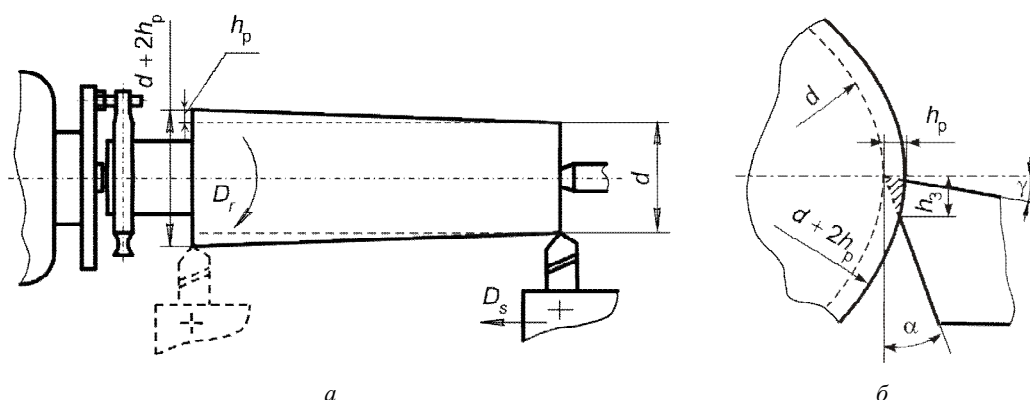


Рисунок 6.27 – Схема влияния износа резца на размер обработанной поверхности [34]

Постепенный отказ режущего инструмента (лезвия), наступающий после достижения размером, формой или расположением обработанной поверхности предела поля допуска, называется **точностным отказом режущего инструмента**, а стойкость резца, соответствующую предельной величине износа в радиальном направлении, называют **размерной стойкостью**.

К преимуществам критерия повышения сил резания можно отнести возможность автоматической остановки станка при достижении мощности, соответствующей критическому состоянию инструмента, что используется в современных станках с ЧПУ.

Как правило, по технологическому критерию инструмент нуждается в замене при износе, меньшем, чем при всех других критериях. Это объясняется тем, что изменение размера обработанной поверхности и выход ее за поле допуска или ухудшение качества обработанной поверхности вследствие износа инструмента наступает раньше, чем износ достигнет конца второго периода (см. рис. 6.25 а).

Технологические критерии износа в основном используются при исследовании процесса резания и эксплуатации инструментов, предназначенных для чистовой (окончательной) обработки.

6.3.4. Рекомендации по назначению максимально допустимого износа инструментов

В производственной практике при эксплуатации перетачиваемых инструментов широко используется понятие – **максимально допустимый износ** (величина допустимого износа) инструмента. При достижении величины максимально допустимого износа инструмента необходимо восстановить его режущие способности. Превышение этой величины допустимого износа резко сокращает его ресурс и соответственно увеличивает расход инструментов на выполнение соответствующей технологической операции. Последнее часто приводит к существенному возрастанию себестоимости операции, выполняемой инструментом, поскольку

в сумме затрат, определяющих себестоимость операции, доля расходов, связанных с эксплуатацией инструмента, может быть достаточно большой. Поэтому соблюдение в производственных условиях допустимых норм износа является основой рациональной эксплуатации инструмента.

Величина максимально допустимого износа используется для расчета норм расхода инструмента при выполнении той или иной технологической операции, ее себестоимости, прогнозирования необходимого количества инструментов, цены изделия и т.п. Величина максимально допустимого износа зависит от вида и материала режущей части инструмента, а также условий его эксплуатации.

Для токарных резцов с пластинками из твердых сплавов при обработке сталей и чугунов при оценке величины допустимого износа, как правило, рассматривают износ по задней поверхности (рис. 6.28). Износ по передней поверхности резца проявляется лишь при полном износе резца, когда будет практически полностью уничтожена площадка f между режущей кромкой и лункой износа (см. рис. 6.11 б, в).

Допустимая величина линейного износа задней поверхности $h_{з.доп}$ при черновой обработке проходными резцами: стали $h_{з.доп} = 0,8 \dots 1$ мм; чугуна с подачей $S \leq 0,3$ мм/об – $h_{з.доп} = 1,4 \dots 1,7$ мм; чугуна с подачей $S > 0,3$ мм/об – $h_{з.доп} = 0,8 \dots 1,0$ мм. При чистовой обработке проходными резцами: стали $h_{з.доп} = 0,5 \dots 0,6$ мм; чугуна – $h_{з.доп} = 0,6 \dots 0,8$ мм. Для резцов с керамическими пластинками $h_{з.доп} = 0,6 \dots 0,8$ мм. Для отрезных резцов $h_{з.доп} = 0,8 \dots 1,0$ мм. Износ резцов при обработке высокопрочных и жаропрочных сплавов протекает более интенсивно, чем при резании обычных конструкционных сталей и сплавов, и достигает катастрофического характера при меньшей величине $h_{з.доп} = 0,5 \dots 0,6$ мм.

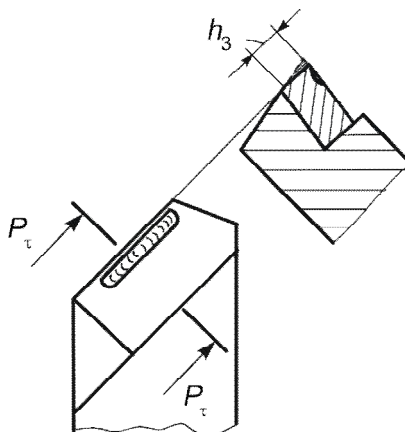


Рисунок 6.28 – Схема износа токарного резца

Винтовые сверла при обработке сталей изнашиваются по передним и задним поверхностям (рис. 6.29). При обработке чугуна передняя поверхность сверла практически не изнашивается. Изнашивание переходной кромки (перемычки) считается ненормальным, так как оно может происходить только либо в результате неправильной заточки сверла, либо из-за недостаточной твердости инструментального материала после термообработки. Износ задней поверхности вдоль главной кромки неравномерен: ширина площадки износа непрерывно возрастает от перемычки к вершинам сверла. В отличие от резцов лунка износа на передней поверхности образуется не вдоль всей главной режущей кромки, а только возле вершин лезвий в том месте, где главная кромка сопрягается со вспомогательной (ленточкой). Таким образом, наибольший износ при сверлении имеет место возле уголков сопряженных кромок. Изнашиванию также подвергается вспомогательная задняя поверхность, на которой возле уголка сверла появляются следы износа. Это приводит к округлению уголков сопряженных

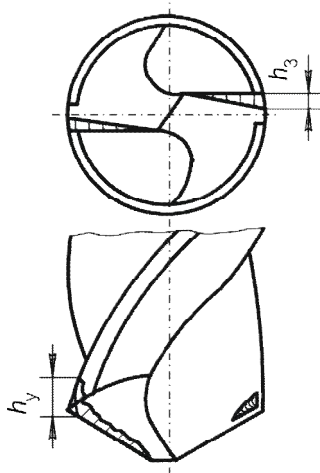


Рисунок 6.29 – Схема износа винтового сверла

лезвий сверла на величину h_y (рис. 6.29). Поэтому величина округления уголков при определенных условиях может являться лимитирующим износом, а h_y приниматься в качестве величины критерия изнашивания $h_{y, \text{доп}}$.

При обработке с охлаждением сталей и чугунов сверлами из быстрорежущих сталей принимается допустимая величина износа по задней поверхности возле вершины h_3 : при диаметре до 20 мм – $h_{3, \text{доп}} = 0,6 \dots 0,8$ мм; при диаметре свыше 20 мм – $h_{3, \text{доп}} = 0,8 \dots 1,0$ мм. При работе без СОТС сверлами из быстрорежущих сталей в качестве допустимой величины износа принимается износ по углам сопряженных лезвий h_y : при диаметре до 20 мм – $h_{y, \text{доп}} = 0,5 \dots 0,8$ мм; при диаметре свыше 20 мм – $h_{y, \text{доп}} = 0,8 \dots 1,2$ мм.

При сверлении чугунных заготовок сверлами, оснащенными твердым сплавом, в качестве допустимой величины износа принимается $h_{y, \text{доп}} = 0,5 \dots 1,2$ мм. При сверлении этими же сверлами заготовок из труднообрабатываемых материалов в качестве величины допустимого износа принимают износ по задней поверхности $h_{3, \text{доп}} = 0,35 \dots 0,5$ мм.

Зенкеры обычно изнашиваются по задней и по передней поверхностям (с образованием небольшой лунки), а также по углам и по ленточке (рис. 6.30 а). За допустимое затупления зенкеров из быстрорежущей стали принимают износ по задней поверхности h_3 : при обработке конструкционных углеродистых и легированных сталей с охлаждением $h_3 = 1,2 \dots 1,5$ мм; при обработке жаропрочной стали Х18Н9Т с охлаждением $h_3 = 0,4$ мм.

Для зенкеров, оснащенных пластинками из твердого сплава, допустимой величиной затупления принимается износ по задней поверхности у ленточки h_3 (рис. 6.30 б). Его величина приведена в промышленных нормативах. Например, при обработке хромокремнемарганцовистой стали с охлаждением, имеющей $R_m = 1150 \dots 1700$ МПа, допустимый износ $h_3 = 0,6$ мм.

Развертки, срезающие очень тонкие слои металла, изнашиваются

в основном по задней поверхности и углам (вершинам) в месте перехода режущей части в калибрующую (рис. 6.31). При этом вследствие износа частей развертки увеличивается шероховатость обработанной поверхности и снижается точность размеров отверстия. Поэтому за допустимое изнашивание развертки принимают такую величину износа, при которой об-

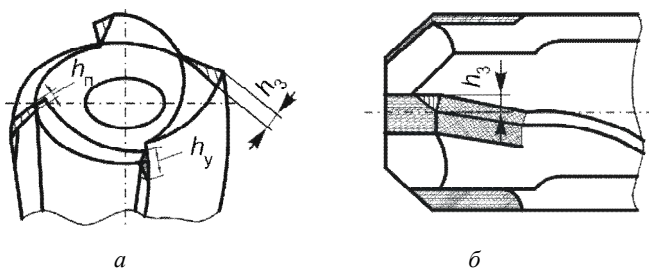


Рисунок 6.30 – Схема износа зенкеров:
а – быстрорежущего; б – твердосплавного

работанное разверткой отверстие перестает удовлетворять техническим условиям, т.е. выходит за пределы допуска или ухудшается качество поверхности отверстия. Максимально допустимыми величинами износа разверток из быстрорежущей стали являются: $h_y = 0,6 \dots 0,8$ мм при обработке углеродистых и легированных сталей с охлаждением и $h_y = 0,25 \dots 0,3$ мм при обработке с охлаждением труднообрабатываемых сталей и сплавов.

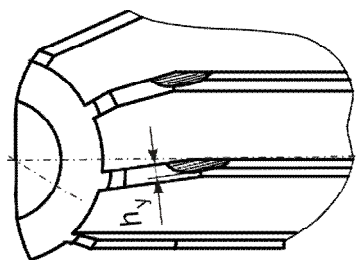


Рисунок 6.31 – Схема износа разверток

За максимально допустимое затупление твердосплавных разверток принимают износ по задней поверхности режущей части: $h_3 = 0,4 \dots 0,7$ мм при обработке незакаленных сталей и $h_3 = 0,35 \dots 0,4$ мм при обработке закаленных сталей.

Метчики и плашки при обработке как сталей, так и чугунов изнашиваются только по задней поверхности. Максимальный износ по задней поверхности концентрируется в месте перехода от режущей части к калибрующей. Величина допустимого износа уголков машинных метчиков и плашек при обработке сталей равна $h_y = 0,125d_0$ мкм и чугуна – $h_y = 0,07d_0$ мкм (d_0 – диаметр резьбы).

Цилиндрические, концевые и дисковые фрезы изнашиваются только по задней поверхности вдоль всего рабочего участка лезвия (рис. 6.32), постепенно увеличиваясь по ширине от точки лезвия, первой входящей в контакт со срезаемым слоем, к точке, выходящей из контакта последней. Величины допустимых значений износа задней поверхности h_3 цилиндрических фрез из быстрорежущих сталей принимаются: при черновой обработке сталей $h_3 = 0,4 \dots 0,6$ мм, при чистовой обработке – $h_3 = 0,15 \dots 0,25$ мм; при черновой обработке чугуна $h_3 = 0,5 \dots 0,8$ мм, при чистовой – $h_3 = 0,2 \dots 0,3$ мм.

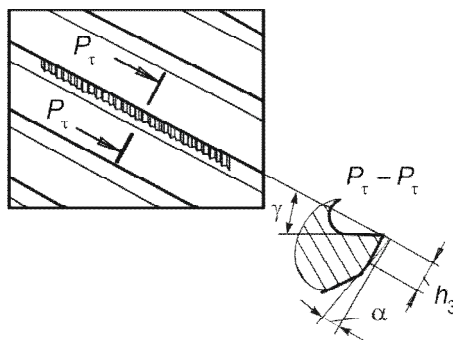


Рисунок 6.32 – Схема износа осевой (цилиндрической) фрезы

Изнашивание **торцовых фрез** подобно изнашиванию резцов (рис. 6.33). При обработке сталей ножи фрезы изнашиваются по задней и передней поверхностям. Фрезы из быстрорежущих сталей при обработке чугуна изнашиваются только по задним поверхностям, твердосплавные – по задним и передним поверхностям. Величины допустимых износов фрез принимаются: из быстрорежущей стали при черновой обработке сталей и чугуна $h_3 = 1,5 \dots 2$ мм, при чистовой – $h_3 = 0,3 \dots 0,5$ мм; с пластинами из твердых сплавов при обработке сталей $h_3 = 1 \dots 1,2$ мм, чугуна – $h_3 = 1,5 \dots 2$ мм.

Протяжки изнашиваются только по задней поверхности (рис. 6.34). С ростом ширины площадки износа одновременно растет радиус кривизны режущей кромки лезвия. Ширина площадки износа вдоль главного лезвия в общем случае неодинакова. Наибольшая величина наблюдается на уголках стружкоразделительных канавок или выкружек в точках пере-

сечения главного лезвия со вспомогательными. Допустимая ширина h_y площадки износа при обработке сталей и чугуна: у шпоночных и шлицевых протяжек – $h_y = 0,3 \dots 0,4$ мм, у круглых – $h_y = 0,2 \dots 0,3$ мм.

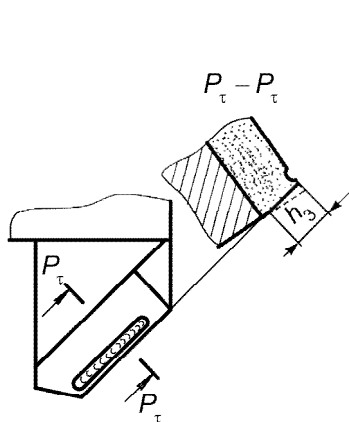


Рисунок 6.33 – Схема износа ножа торцевой твердосплавной фрезы

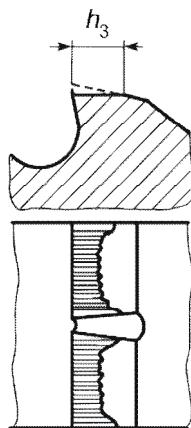


Рисунок 6.34 – Схема износа плоской протяжки

Более объективным показателем изнашивания протяжки является округление режущей кромки. При достижении радиусом округления определенного значения резко увеличивается шероховатость обработанной поверхности, а на лезвиях протяжки появляются следы выкрашивания. При протягивании деталей с шероховатостью обработанной поверхности $R_a = 5$ мкм предельные величины радиуса округления режущей кромки составляют: $\rho = 0,02$ мм при подъемах зубьев

$S_z = 0,01 \dots 0,04$ мм и $\rho = 0,03 \dots 0,04$ мм при подъемах зубьев $S_z = 0,05 \dots 0,3$ мм.

Использование допустимой величины радиуса округления ρ в качестве критерия износа в производственных условиях является сложным, так как связано с трудностями его измерения. Поэтому этот критерий можно использовать только в лабораторных условиях при исследовании процесса протягивания.

6.4. Стойкость инструмента и скорость резания, допускаемая его режущими свойствами

6.4.1. Основные понятия о стойкости инструмента. Методы получения стойкостных зависимостей

Свойство режущего инструмента сохранять работоспособными свои контактные поверхности и лезвия называют **стойкостью инструмента**, а время T , в течение которого это происходит (как уже указывалось) – **периодом стойкости**. Период стойкости равен времени работы инструмента между двумя его заточками или заменой режущей кромки. Период стойкости любого инструмента зависит от вида, механических и теплофизических свойств обрабатываемого и инструментального материалов, геометрии инструмента, параметров режима резания и применяемой СОТС. Стойкостные и скоростные зависимости в настоящее время устанавливают исключительно экспериментально.

Для установления связи между периодом стойкости T и, например, скоростью резания V все параметры процесса резания, кроме скорости, сохраняют постоянными. Затем последо-

вательно изменяют скорость резания и при каждом ее значении изнашивают инструмент, получая кривые износа $h_3 = f(\tau)$ (рис. 6.35).

Кривые износа являются основным экспериментальным материалом для получения зависимости $T = f(V)$. Задаваясь критерием износа задней поверхности $[h_3] = \text{const}$ для каждой скорости резания, по кривым износа находят соответствующие времена работы инструмента до достижения этого критерия, т.е. его периоды стойкости T . Такие опыты дублируют несколько раз, окончательно принимая период стойкости T_i как среднее значение результатов в каждом опыте.

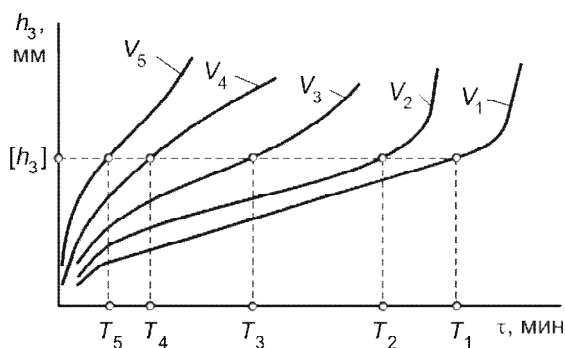
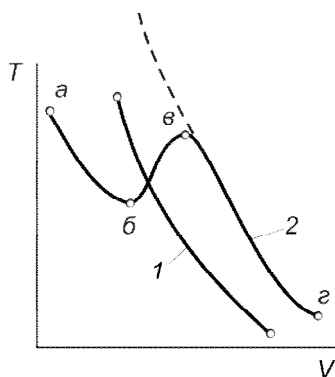


Рисунок 6.35 – Кривые износа инструментов

Связь между скоростью резания V и периодом стойкости T при обработке чугуна инструментами из быстрорежущих сталей и однокарбидных твердых сплавов выражается непрерывно убывающей кривой 1 (рис. 6.36),



напоминающей гиперболу. Такой же кривой изображается связь между V и T при обработке углеродистых и легированных конструкционных сталей инструментами из быстрорежущих сталей. При обработке конструкционных углеродистых и легированных сталей, жаропрочных сталей и сплавов и некоторых других материалов инструментами из однокарбидных и двухкарбидных твердых сплавов связь между V и T изображается более сложной кривой 2, имеющей несколько перегибов. Аппроксимацию кривой 1 и участка $вг$ кривой 2 производят степенной функцией

$$T = \frac{C_1}{V^{m_1}}, \quad (6.11)$$

Рисунок 6.36 – Общий вид зависимости периода стойкости T инструмента от скорости резания V

в которой показатель степени m_1 определяет силу влияния скорости резания на стойкость. Постоянная C_1 характеризует

обрабатываемый и инструментальный материалы, геометрические параметры инструмента, применяемую СОТС, а также глубину резания и подачу, с постоянными значениями которых ведется обработка при получении этой эмпирической формулы, т.е. для заданных условий обработки $C_1 = \text{const}$, из чего следует, что $V^{m_1}T = \text{const}$.

Зависимость (6.11) впервые была установлена Ф. Тейлором [25], поэтому носит название «**формула Тейлора**».

Величину показателя m_1 легко определить графически, если применить метод выпрямления экспериментальных кривых путем логарифмирования функции (6.11). Если на координатных осях откладывать не абсолютные числовые значения V и T , а их логарифмы, то полу-

чим уравнение прямой $\lg T = \lg C_1 - m_1 \lg V$, тангенс угла наклона которой к оси $\lg V$ и есть искомый показатель степени m_1 (рис. 6.37):

$$m_1 = \operatorname{tg} \psi = \frac{a}{b}.$$

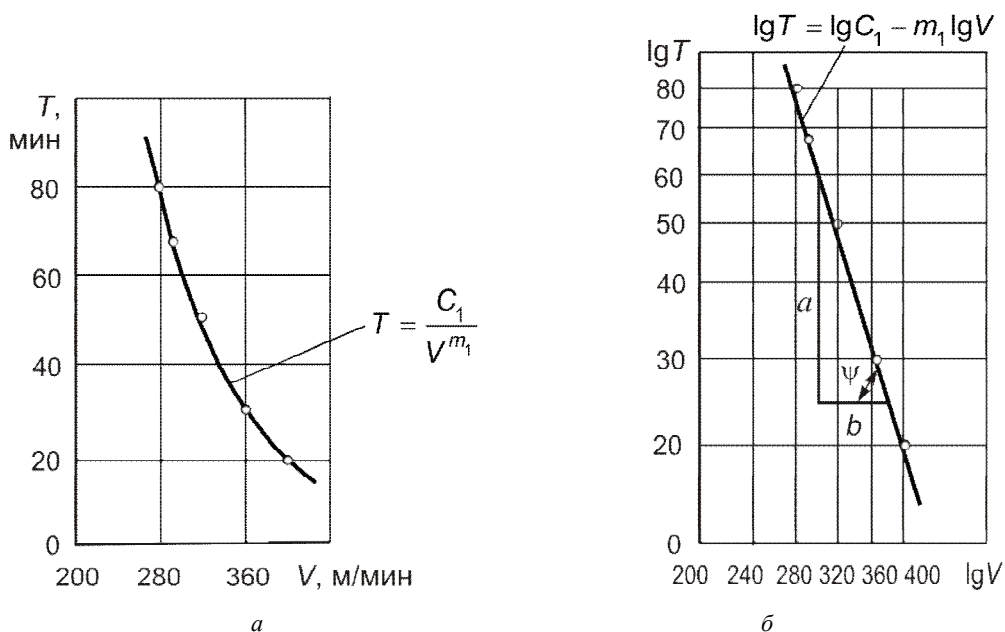


Рисунок 6.37 – Зависимость между скоростью резания и периодом стойкости [34]:
 a – в простых координатах; b – в логарифмических координатах (сталь 45, $R_m = 450$ МПа, Т15К6, $t = 2$ мм, $S = 0,4$ мм/об)

С физической точки зрения показатель степени m_1 характеризует «чувствительность» инструментального материала к изменению скорости резания при различных видах обработки: чем он меньше, тем в меньшей степени будет уменьшаться стойкость инструмента с увеличением скорости резания и наоборот. Показатель m_1 определяется опытным путем и зависит от обрабатываемого и инструментального материала, толщины срезаемого слоя, вида и условий обработки. Чем ниже износостойкость материала режущей части инструмента и тяжелее условия резания, вызывающие повышение тепловыделения и температуры, тем больше величина m_1 . Для проходных, подрезных и расточных резцов из быстрорежущей стали при обработке стальных заготовок с охлаждением $m_1 = 8$; для инструментов, оснащенных пластинками из твердых сплавов, в зависимости от вида обработки $m_1 = 3,3 \dots 8$. Экспериментально установлено, что при точении большинства обрабатываемых материалов инструментами из твердых сплавов $m_1 \approx 5$.

Из формулы (6.11) четко видно степень взаимного влияния параметров $T - V$. Так, для увеличения T в два раза достаточно изменить V в $1/(2)^{1/8}$, т.е. в 1,09 раза. В то же время увеличение V в два раза вызывает уменьшение T в $2^8 = 256$ раз.

Зная период стойкости T_1 при скорости V_1 , по указанной выше зависимости (6.11) можно определить период стойкости T_2 при скорости V_2 (при прочих одинаковых условиях резания). Из уравнения $V^{m_1}T = \text{const}$ следует, что $V_1^{m_1}T_1 = V_2^{m_1}T_2$, откуда:

$$\left(\frac{V_1}{V_2}\right)^{m_1} = \frac{T_2}{T_1}, \quad T_2 = T_1 \left(\frac{V_1}{V_2}\right)^{m_1}. \quad (6.12)$$

Немонотонность зависимости $T-V$ (см. рис 6.36) можно объяснить характером изменения относительного линейного износа $\Delta L-V$ (см. рис 6.20 и формулу (6.2)).

На участке V_0-V_1 , где интенсивность относительного (в основном – адгезионного) износа примерно постоянна (рис. 6.38), как вытекает из формулы (6.2), период стойкости T должен уменьшаться.

При $V > V_1$ происходит размягчение зерен твердого сплава и точек адгезионного схватывания, увеличение циклической прочности и уменьшение относительного (адгезионного) износа. Поэтому T увеличивается.

При скоростях $V > V_2$ возрастает интенсивность диффузионных и окислительных процессов, интенсивность износа увеличивается и стойкость падает.

Следует отметить, что определение стойкости по соотношению (6.12) правомерно только в диапазоне скоростей, где получена аппроксимирующая зависимость $T = f(V)$. Это кривая 1 во всем диапазоне и кривая 2 на участке v_2 , где она имеет убывающий характер (см. рис. 6.36). В зонах малых скоростей для кривой 2, практически не применяющихся для твердых сплавов, зависимость $T = f(V)$ не монотонная и соотношение (6.12) дает многократно завышенные и нереальные значения стойкости инструмента [1] (пунктирная линия на рис. 6.36).

Используя аналогичную методику стойкостных экспериментов, получают зависимости стойкости от подачи и глубины резания (рис. 6.39), аппроксимируемые степенными формулами вида:

$$T = \frac{C_2}{t^p} \quad \text{и} \quad T = \frac{C_3}{S^q}.$$

Эти частные формулы могут быть объединены в одну общую, включающую все три параметра режима резания:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} S^q t^p}. \quad (6.13)$$

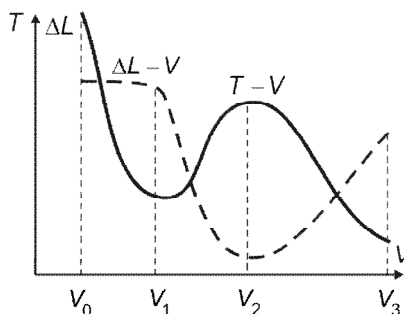


Рисунок 6.38 – Взаимосвязь между интенсивностью износа и стойкостью инструмента [1]

В полученной формуле практически всегда соблюдается условие $m_1 > q > p$. То есть влияние скорости резания всегда намного больше, чем подачи и глубины резания. Учитывая, что аналогичная зависимость характерна и для температуры резания (6.26) и для износа инструмента (6.3), можно сделать вывод, что на ниспадающей ветви зависимости $T-V$ (см. рис. 6.36), главная причина уменьшения периода стойкости связана с повышением температуры резания.

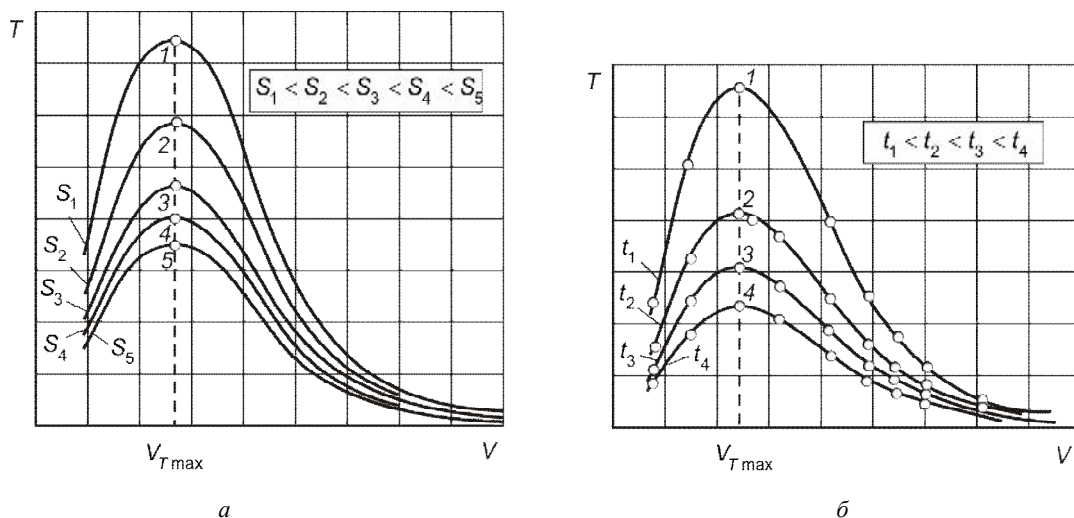


Рисунок 6.39 – Графики зависимости $T-V$ при различных значениях подачи (а) и глубины резания (б) [35]

Учитывая прямую связь между технологическими (S и t) и геометрическими (a и b) параметрами срезаемого слоя (см. формулы (1.17, 1.18)), можно сделать вывод, что, для того чтобы период стойкости инструмента был возможно большим, необходимо при постоянной площади сечения срезаемого слоя увеличивать ширину слоя за счет уменьшения его толщины, т.е. стремиться работать с возможно большим отношением b/a . Установленная закономерность имеет универсальный характер и справедлива не только для точения, но и для любого другого вида работ (сверления, торцового фрезерования, протягивания и т.п.). Она позволяет определять рациональные схемы срезания припуска и конструкции инструментов.

В производственных условиях чаще приходится решать задачу определения одного из составляющих режима резания для обеспечения заданного периода стойкости. Учитывая степень влияния режимных параметров, наиболее целесообразно определять скорость резания. Решая уравнение (6.13) относительно V , получим

$$V = \frac{\frac{1}{C_4^{m_1}}}{T^{m_1} S^{m_1} t^{m_1}}.$$

Обозначив $\frac{1}{C_4^{m_1}} = C_V$, $\frac{1}{m_1} = m$, $\frac{q}{m_1} = y_V$, $\frac{p}{m_1} = x_V$, окончательно будем иметь

$$V = \frac{C_V}{T^m t^{x_V} S^{y_V}}. \quad (6.14)$$

6.4.2. Влияние условий обработки на период стойкости инструмента

Передний угол γ . При увеличении переднего угла с одной стороны уменьшаются степень деформации, силы резания и тепловыделение, что способствует снижению температуры резания, а, следовательно, повышению стойкости инструмента. Но при этом уменьшаются

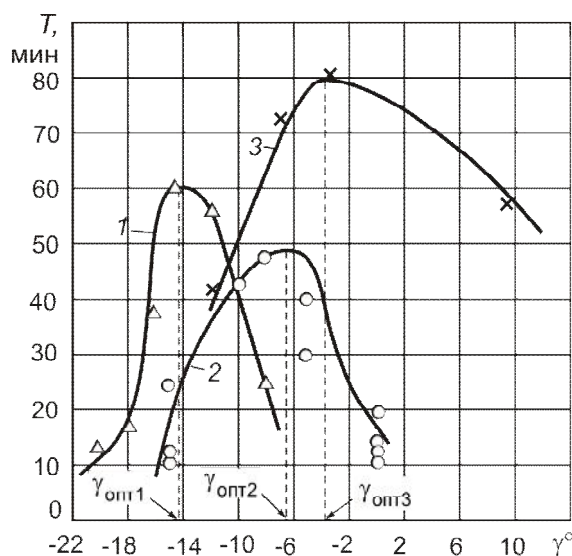


Рисунок 6.40 – Зависимость стойкости инструмента от переднего угла при обработке различных сталей минеральной керамикой ЦМ332 [33]:

1 – сталь 30ХГСА, $R_m = 1800$ МПа; 2 – сталь 30ХГСА,

$R_m = 700$ МПа; 3 – сталь 45, $R_m = 650$ МПа

максимального переднего угла $\gamma_{\text{опт}}$, обеспечивающего максимальный период стойкости инструмента, определяется видом и механическими свойствами обрабатываемого и инструментального материалов. Чем выше прочность и твердость обрабатываемого материала, тем больше количество выделяемого тепла и выше температура резания. Поэтому с увеличением предела прочности и твердости обрабатываемого материала величина оптимального переднего угла уменьшается.

С уменьшением прочности инструментального материала оптимальный передний угол также уменьшается, что связано с необходимостью упрочнения режущего лезвия. Поэтому передний угол $\gamma_{\text{опт}}$ инструментов из быстрорежущих сталей больше, чем твердосплавных,

угол заострения и объем (масса) режущей части лезвия, что неизбежно сопровождается ухудшением условий теплоотвода, а, следовательно, ростом температуры резания и увеличением износа инструмента. Повышенному износу инструмента способствует и уменьшение прочности режущего лезвия с увеличением переднего угла. Потому при малых значениях угла γ превалирует первый фактор (улучшение условий резания). Однако с некоторого значения угла γ начинает преобладать второй фактор (ухудшение условий теплоотвода и уменьшения прочности лезвия), что приводит к увеличению износа (возможно и выкрашиванию режущей кромки) и снижению стойкости.

Наличие двух противоположных влияний приводит к тому, что зависимость $T = f(\gamma)$ выражается экстремальной кривой (рис. 6.40). Величина опти-

которые в свою очередь имеют больший угол $\gamma_{\text{опт}}$, чем инструменты из минеральной керамики и СТМ.

М.Н. Лариным [30] были предложены приближенные формулы для расчета оптимального переднего угла инструментов из быстрорежущих сталей и твердых сплавов, имеющих плоскую переднюю поверхность. Для инструментов из быстрорежущих сталей:

$$\gamma_{\text{опт}} = 42 - \frac{55}{K_{LC}}, \quad (6.15)$$

где K_{LC} – «стандартный» коэффициент усадки стружки, определяемый при следующих условиях: передний угол резца $\gamma = 10^\circ$, толщина срезаемого слоя $a = 0,5$ мм, скорость резания $V = 10$ м/мин.

Для инструментов, оснащенных твердым сплавом, при обработке сталей:

- при $R_m < 800$ МПа; $\gamma_{\text{опт}} = 2,14 \cdot 10^{23} / R_m^8$;
- при $R_m = 800 \dots 1200$ МПа; $\gamma_{\text{опт}} = -5,83 \cdot 10^{-24} R_m^8$;
- при обработке чугунов $\gamma_{\text{опт}} = 17,2 - 0,66 HV$.

(6.16)

Например, обработка стали с $R_m = 600$ МПа требует оптимального значения переднего угла $\gamma_{\text{опт}} \approx 15^\circ$, а при $R_m = 800$ МПа – $\gamma_{\text{опт}} \approx 1,5^\circ$.

Передний угол отрицательным назначают только у инструментов твердосплавных и оснащенных минеральной керамикой в тех случаях, когда режущее лезвие инструмента при положительном переднем угле не в состоянии выдерживать без разрушения напряжения, возникающие от сил, действующих на передней и задней поверхностях. Применительно к твердым сплавам это наблюдается при черновой обработке сталей с $R_m > 800$ МПа и при прерывистом резании. Увеличение прочности инструмента при отрицательном переднем угле происходит по следующим причинам:

- 1) возрастает угол β , что увеличивает массу лезвия и его прочность;
- 2) в режущем лезвии возникают преобладающие сжимающие напряжения, которые лучше воспринимаются твердым сплавом и керамикой (см. рис. 6.5).

Создавая за счет отрицательного переднего угла напряженное состояние с преобладанием сжимающих напряжений в большей части клина, можно лучше использовать свойство твердых сплавов хорошо сопротивляться сжимающим напряжениям и повысить прочность инструмента. Следует признать ошибочным приращение отрицательного переднего угла плоской режущей части инструмента, когда прочность лезвия достаточна и при положительном угле γ . Это приведет к росту степени деформации срезаемого слоя, составляющих сил резания, количества выделяемого тепла и температуры резания, что ухудшает условия эксплуатации инструмента. Исходя из этого, инструменты из быстрорежущих сталей, обладающие достаточной прочностью, никогда не конструируют с отрицательными передними углами.

Задний угол α . Помимо обеспечения свободы перемещения задней поверхности относительно поверхности резания задний угол уменьшает трение между ними. Из рис. 6.41 а видно, что чем больше задний угол α , тем меньше ширина l_2 площадки контакта инструмента с поверхностью резания (определяемая упругим восстановлением), в пределах которой фактический задний угол равен нулю. Это приводит к уменьшению силы трения на задней

поверхности (особенно в начальной стадии износа); меньше будет количество выделяющегося и проходящего через поверхность тепла, что способствует уменьшению температуры резания, а, следовательно, – износа и повышению стойкости.

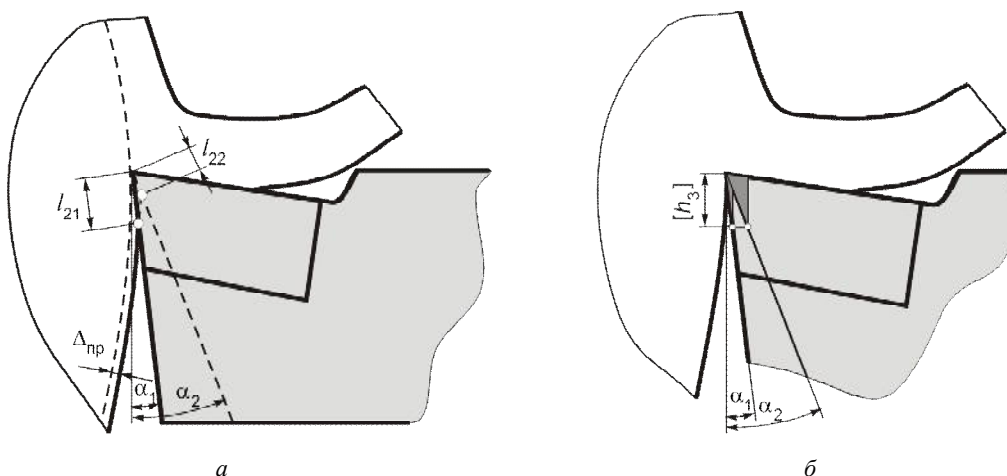


Рисунок 6.41 – Схема влияния заднего угла на контактные процессы на задней поверхности инструмента

Вместе с тем, с увеличением угла α одновременно уменьшаются угол заострения и объем (масса) режущей части, что сопровождается ухудшением условий теплоотвода и уменьшением прочности лезвия, а, следовательно, ростом температуры резания. Потому в диапазоне значений заднего угла, когда превалирует первый фактор (рис. 6.42, участок кривой ab), стойкость повышается с увеличением α . Начиная с некоторого значения $\alpha_{\text{опт}}$, стойкость резко падает в связи с увеличением износа инструмента (рис. 6.42, участок кривой bc), так как начинает превалировать второй фактор.

На рис. 6.41 б показаны ширина площадки износа задней поверхности h_3 и соответствующие ей массы M_1 и M_2 изношенного инструментального материала при значениях заднего угла α_1 и α_2 . Видно, что с увеличением заднего угла масса изношенного инструментального материала возрастает, и для ее диспергирования требуется более длительный срок работы инструмента. Таким образом, если преобладающим является изнашивание задней поверхности инструмента, то увеличение заднего угла до определенного предела способствует повышению периода стойкости.

Величина оптимального заднего угла $\alpha_{\text{опт}}$, при котором период стойкости максимален, зависит в основном от упругих свойств материала обрабатываемой заготовки и толщины срезаемого слоя. Поэтому с увеличением предела упругости обрабатываемого материала величина угла $\alpha_{\text{опт}}$ должна быть больше. Например, при обработке углеродистых конструкционных сталей оптимальный задний угол токарного проходного резца равен $6...8^\circ$. Для титановых сплавов, имеющих значительно больший предел упругости, величина оптимального заднего угла составляет $10...12^\circ$.

Эта зависимость была установлена профессором М.Н. Лариным [30] в виде статистической формулы

$$\sin \alpha_{\text{опт}} = \frac{C_{\alpha}}{a_{\text{max}}^{0,3}}, \quad (6.17)$$

где $C_{\alpha} = 0,1$ при обработке чугуна и $C_{\alpha} = 0,13$ – при обработке заготовок из стали.

Из формулы видно, что инструменты, работающие с меньшей подачей (толщиной), должны иметь большую величину заднего угла. Так, для проходных резцов $\alpha_{\text{опт}} = 6...8^{\circ}$;

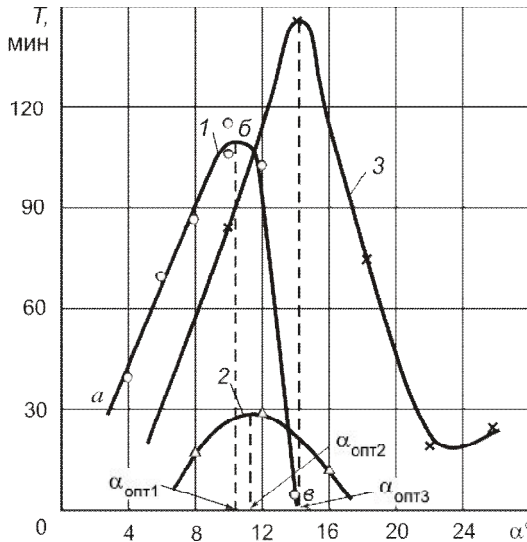


Рисунок 6.42 – Зависимость стойкости инструмента T от заднего угла α обработке различных сталей минеральной керамикой ЦМ332 [33]:

1 – сталь 45, $S = 0,3$ мм/об; 2 – жаропрочный сплав ЭИ437, $S = 0,1$ мм/об; 3 – серый чугун, фреза торцовая, $S_z = 0,09$ мм/зуб

повышения периода стойкости инструмента и допускаемой им скорости резания необходимо, чтобы инструмент имел возможно меньший главный угол в плане. Однако имеются обстоятельства, не позволяющие уменьшать угол φ ниже определенных значений. С его уменьшением одновременно возрастает составляющая силы резания P_y , нормальная к обработанной поверхности, что при недостаточной жесткости технологической системы может привести к возникновению вибраций и интенсификации износа за счет хрупкого разрушения режущей кромки (сколов и выкрашиваний), т.е. уменьшению стойкости инструмента (см. рис. 6.43). Это особенно опасно при работе твердосплавным инструментом, имеющим пониженную прочность.

Вспомогательный угол в плане φ_1 . Вспомогательный угол в плане также влияет на износ инструмента, а, следовательно, и на его стойкость (рис. 6.44). С его уменьшением, особенно при $\varphi_1 < 5^{\circ}$, увеличивается активная длина вспомогательной режущей кромки (существенно возрастает удельный вес резания этой кромкой), что приводит к увеличению работы трения как на передней, так и на вспомогательной задней поверхностях, и интенсификации

отрезных – $\alpha_{\text{опт}} = 10...12^{\circ}$. Для дисковых отрезных фрез, которые работают с толщиной $a_{\text{max}} \leq 0,01$ мм, $\alpha_{\text{опт}} \approx 30^{\circ}$.

Главный угол в плане φ . Основная роль главного угла в плане проявляется в изменении соотношения между шириной и толщиной срезаемого слоя. Чем больше этот угол, тем выше термодинамическая нагрузка на единицу длины кромки, выше температура резания, так как увеличивается толщина срезаемого слоя ($a = S \sin \varphi$) и уменьшается его ширина ($b = t / \sin \varphi$) (см. рис. 1.27). Одновременно с этим ухудшается теплоотвод в тело резца через уменьшение инструментального угла заострения ϵ_i резца в плане (см. рис. 1.15 а). В результате этого увеличивается температура резания и износ резца возрастает и уменьшается его стойкость (рис. 6.43). Исходя из этого, можно предположить, что для по-

тепловыделения, росту температуры и износа резца, а, следовательно, к снижению его стойкости. По мере увеличения угла φ_1 роль этих факторов уменьшается, что приводит к некоторому повышению стойкости инструмента. Однако, начиная с $\varphi_1 = 5 \dots 10^\circ$, в большей степени сказывается уменьшение объема головки резца (уменьшение инструментального угла заострения ε_i в плане), приводящее к ухудшению теплоотвода и к большей температурной концентрации на контактных поверхностях лезвия, что снижает стойкость инструмента.

Угол наклона главной режущей кромки λ . Угол λ на процесс превращения срезаемого слоя в стружку влияет наиболее своеобразно.

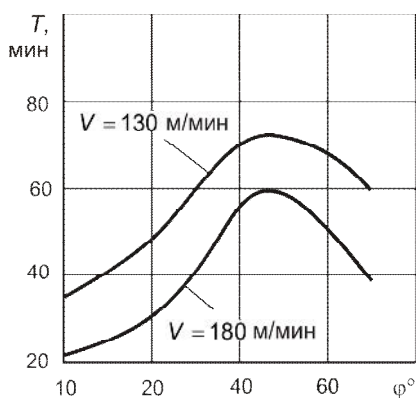


Рисунок 6.43 – Влияние главного угла в плане φ на период стойкости T резца из твердого сплава ВК8 при точении [30]:
чугун; $t = 0,5$ мм; $S = 0,1$ мм/об;
при малой жесткости системы СПИД

Изменение угла наклона главной режущей кромки изменяет положение передней поверхности инструмента относительно направления его движения и отношение рабочей длины главной кромки к толщине срезаемого слоя. Плоское деформированное состояние в зоне резания при $\lambda \neq 0$ заменяется объемным.

Величина и знак угла наклона главного лезвия определяют направление схода стружки по передней поверхности (см. рис. 1.26). Как указывалось в п. 3.6, любое значение угла λ , отличное от нуля, вызывает дополнительное движение стружки вдоль режущей кромки, повышающее средний коэффициент трения по передней поверхности. Это неизбежно вызывает некоторый рост степени деформации и температуры резания. Исходя только из этих соображений, резание с углами $\lambda \neq 0$ есть нецелесообразным (рис. 6.45).

С другой стороны величина и знак угла λ оказывают влияние на условия врезания режущего инструмента в срезаемый слой при прерывистом резании (см. пп. 1.2.4 и рис. 1.17). В случае $\lambda \neq 0$ нагрузка на инструмент нарастает не мгновенно, а постепенно, причем время ее нарастания тем больше, чем больше величина угла λ . Это способствует большей виброустойчивости процесса резания и, как следствие, повышению стойкости инструмента.

Чтобы избежать повреждения вершины лезвия резцов, работающих в условиях прерывистого резания, торцовых фрез и других инструментов, угол λ делают положительным, особенно если инструмент оснащен пластинками из твердого сплава. Как видно из рис. 6.45, максимальный период стойкости резца соответствует значениям положительных углов $3 \dots 4^\circ$. Для одинаковой величины угла λ период стойкости при положительном знаке угла больше, чем при отрицательном.

На рис. 6.46 показано влияние угла наклона винтовой канавки ω , выполняющего функцию угла λ , на стой-

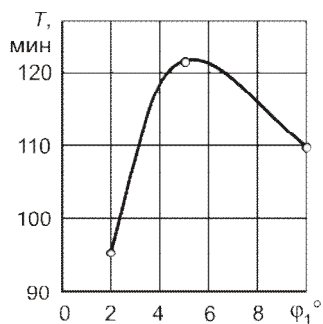


Рисунок 6.44 – Влияние вспомогательного угла в плане φ_1 на период стойкости торцовой фрезы из твердого сплава ВК8 при фрезеровании [30]:
чугун НВ 180; $t = 4$ мм;
 $S_z = 0,12$ мм; $V = 147,3$ м/мин

кость цилиндрической фрезы. При высокой жесткости фрезы и заготовки на станке увеличение угла наклона винтовой канавки до 30° практически не влияет на период стойкости фрезы.

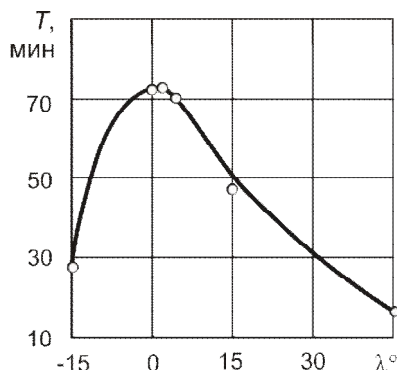


Рисунок 6.45 – Влияние величины и знака угла λ на период стойкости T реза из твердого сплава T15K6 при точении стали 45 [1]:

$\varphi = 90^\circ$; $t = 2 \text{ мм}$; $S = 0,3 \text{ мм/об}$; $V = 220 \text{ м/мин}$

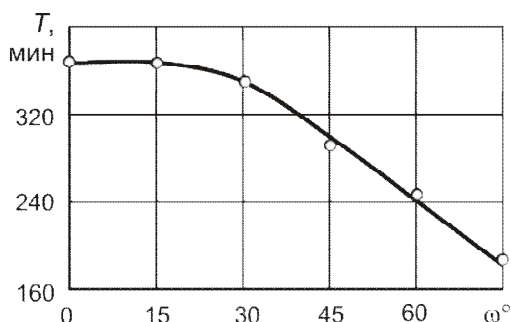


Рисунок 6.46 – Влияние угла ω на период стойкости T однозубой осевой фрезы из стали Р18 при фрезеровании [1]:

сталь 40; $t = 2 \text{ мм}$; $S_z = 0,08 \text{ мм}$; $B = 25 \text{ мм}$; $V = 26 \text{ м/мин}$

При больших углах наклона период стойкости уменьшается вследствие увеличения трения вдоль режущей кромки. По-иному влияет угол ω на период стойкости концевых фрез (рис. 6.47), имеющих невысокую жесткость. Здесь при увеличении угла до значений $\omega \approx 25^\circ$

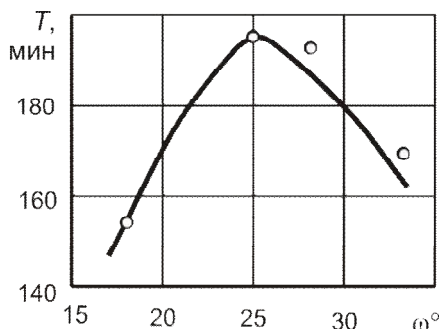


Рисунок 6.47 – Влияние угла ω на период стойкости концевой быстрорежущей фрезы при фрезеровании [31]:

сталь 45; $D = 30 \text{ мм}$; $Z = 9$; $t = 3 \text{ мм}$; $S_z = 0,057 \text{ мм}$; $V = 41 \text{ м/мин}$

период стойкости вначале растет вследствие улучшения условий врезания фрезы в материал обрабатываемой заготовки и уменьшения колебаний фрезы. При дальнейшем увеличении угла наклона винтовой канавки период стойкости так же, как и у цилиндрических фрез и других инструментов, снижается.

Влияние прерывистости процесса резания. Под прерывистым понимают такой процесс резания, когда рабочие ходы инструмента, при которых срезается стружка, чередуются с холостыми ходами. Прерывистое резание свойственно долблению, строганию, фрезерованию и режущему точению. При прерывистом резании периодически повторяющиеся силовые и тепловые нагрузки и разгрузки контактных поверхностей могут сказываться на стойкости инструментов.

Стойкость инструментов из высокопрочных быстрорежущих сталей практически не зависит от того, в каких условиях резания (прерывистых или непрерывных) работает инструмент. Как видно из рис. 6.48, точки, полученные в опытах по точению и строганию (если исключить время, затрачиваемое на холостые ходы), лежат на одной прямой. Иное наблюдается при работе инструментом из хрупких твердых сплавов, для которых стойкость при прерывистом резании может быть значительно ниже, чем при непрерывном. Например, пе-

риод стойкости резца из твердого сплава ТТ7К12, работающего со скоростью резания $V = 35$ м/мин (см. рис. 6.48), при строгании в 4 раза меньше, чем при точении. Для менее прочных сплавов, чем сплав ТТ7К12 (а также керамики и СМТ), снижение периода стойкости будет еще значительнее.

Основной причиной снижения стойкости твердосплавных инструментов при прерывистом резании является появление микро- и макротрещин, у которых концентрируется износ передней и задней поверхностей, часто переходящий в хрупкое разрушение режущего лезвия (см. пп. 6.2.1).

Полученные зависимости между периодом стойкости и параметрами, определяющими режимы обработки и геометрию инструмента, используются в технологических расчетах для определения допустимой скорости резания при заданных условиях резания и стойкости инструмента. При этом влияние режимных параметров, как то: глубины резания, подачи, периода стойкости учитывается явно при помощи формулы, аналогичной (6.14), а всех других факторов – через поправочные коэффициенты к формуле (6.14), полученные из приведенных выше закономерностей.

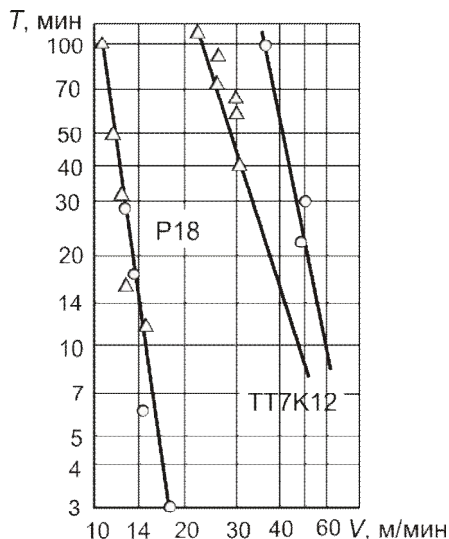


Рисунок 6.48 – Влияние скорости резания V на период стойкости T резца при непрерывном точении (○) и строгании (Δ) стали 50 [32]:

$t = 10$ мм; $S = 2$ мм на оборот
и двойной ход резца

6.5. Диагностика состояния режущего лезвия инструмента

Рост степени автоматизации производственных процессов машиностроения, которое обусловливается современными требованиями производства и повышения качества изделий, вызывает все больший интерес к диагностике состояния инструмента и процесса резания. Ограничение возможности контроля процесса обработки оператором в автоматизированных станочных системах (NC, CNC) и гибких производственных системах (ГПС) влечет необходимость внедрения процессов и систем диагностики или систем контроля, которые реагируют на возникающие аварийные ситуации. К первоочередным задачам таких систем относятся [38]:

- 1) диагностика состояния режущих лезвий инструментов, имеющая целью:
 - установление момента катастрофического затупления (поломки) лезвия;
 - диагностику состояния изнашивания режущих поверхностей (выявление момента достижения конечного затупления);
- 2) диагностика вида образуемой стружки;
- 3) диагностика избыточных вибраций системы резания;
- 4) другие, как то: выявление нароста, возникновения заусенцев на торцах детали и коллизии (аварии).

Общая структура системы диагностики состояния инструмента и процесса резания представлена на рис 6.49. Существующие методы диагностики процесса резания и состояния инструмента можно разделить на прямые и непрямые(рис. 6.50).

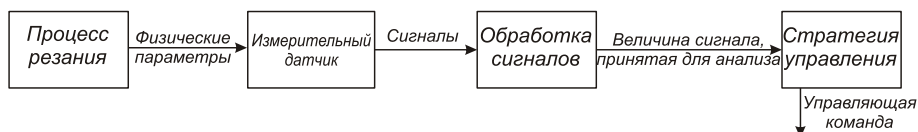


Рисунок 6.49 – Структура системы диагностики состояния процесса резания по [12, 37]

Прямые методы диагностики процесса резания. Эти методы чаще всего предусматривают непосредственное измерение параметров изнашивания инструмента (как правило – размерного) электромеханическим методом. Этот метод реализуется в рабочем пространстве станка с помощью контактных датчиков при установке суппорта в позицию, определенную конструктивным расположением измерительного устройства. В большинстве случаев в период измерительного цикла станок работает в режиме координатно-измерительной машины.

Преимуществом этого способа является отсутствие влияния условий обработки на результат измерений. Однако данный способ может быть использован не на всех станках, поскольку наличие в рабочем пространстве станка дополнительного устройства снижает его универсальность и уменьшает надежность. Присутствие в зоне резания стружки и СОТС в ряде случаев уменьшают точность этого способа. К тому же, через дополнительные перемещения инструмента в позицию измерения снижается производительность станка.

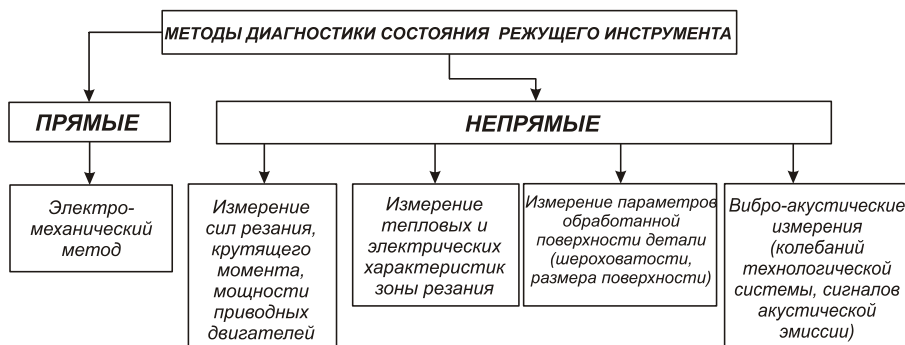


Рисунок 6.50 – Методы диагностики процесса резания [43]

Непрямые методы диагностики процесса резания позволяют оценить состояние инструмента путем измерения различных физических величин, которые сопутствуют процессу резания.

Измерение параметров обработанной поверхности детали и установление их связи с изнашиванием инструмента, как правило – размерным. При механическом непрямом измерении контроль размеров детали осуществляется с помощью щупов. Этот метод требует значительных дополнительных расходов, а также высокой точности станка и его измерительной

системы. Для определения размерных характеристик детали кроме механических датчиков измерения существует ряд других (пневматических, оптических, фотоэлектрических, индуктивных, емкостных, электронных), которые могут использоваться для не прямых измерений параметров изнашивания инструмента. Но точность измеренных параметров изнашивания невысокая, потому что она зависит от погрешностей, вызванных упругими деформациями в системе резания, температурными деформациями и т.п.

Измерение температуры и электрических характеристик зоны резания. Метод основывается на зависимости между температурой резания (особенно на задней поверхности) и параметрами изнашивания инструмента для заданной комбинации материала заготовки, инструмента и режимов обработки (см. п. 6.3). Чаще всего измеряют не саму температуру, а термо-ЭДС, которая фиксируется методом натуральной термопары [21–23, 43].

Существуют результаты исследований влияния технологических режимов и изнашивания инструмента на параметры термо-ЭДС (постоянную и переменную составляющие), интенсивность и спектр колебаний, в разных частотных диапазонах. Однако следует иметь в виду, что термо-ЭДС характеризует некоторую усредненную температуру на передней и задней поверхностях, законы изменения которой не всегда отвечают закономерностям изменения фаски изнашивания только по задней поверхности. Поэтому доныне не установлено четких зависимостей между термоэлектрическими явлениями и изнашиванием режущего инструмента.

Измерение мощности резания. Через изменение крутящего момента на валу двигателя в результате затупления режущего инструмента изменяется потребляемая станком мощность. Поэтому регистрация колебаний потребляемой из сети мощности приводными электродвигателями может служить параметром, по которому оценивается изнашивание режущего инструмента. К преимуществам данного способа контроля стоит отнести его простоту, невысокую стоимость, доступность информативного параметра и отсутствие существенной модернизации оборудования.

Использование этого способа является практически невозможным в случае обработки деталей малого диаметра и на чистовых операциях, при которых мощность, развиваемая приводным электродвигателем, практически не отличается от мощности холостого хода.

Силовые измерения. Одним из наиболее известных не прямых способов контроля состояния режущего инструмента есть способ, который базируется на измерении сил резания и крутящего момента. Сила резания является параметром, который характеризует непосредственное взаимодействие режущего инструмента и заготовки. Многочисленными экспериментами был установлен факт роста составляющих сил резания с ростом фаски износа инструмента на задней поверхности. Величину сил резания устанавливают на основании показаний специальных динамометрических датчиков или измерением деформаций элементов технологической системы, нагруженных этими силами

Виброакустические измерения. Существует ряд работ, где устанавливаются зависимости между вибрациями технологической системы резания и изнашиванием инструмента. Все они могут быть разделены на 2 группы в зависимости от спектра частот, которые используются для анализа:

- колебания, которые генерируются в зоне резания в диапазоне от 20 Гц до 60 кГц (вибрационный метод);
- сигналы акустической эмиссии (АЭ) – колебания, которые поступают из зоны резания с частотой, большей 100 кГц.

Вибрационный метод основан на регистрации характеристик вибрации инструмента в процессе обработки. Предлагается раскладывать виброакустический сигнал на низкочастотные и высокочастотные составляющие, по соотношению параметров которых делают вывод об изнашивании режущего лезвия.

Делать выводы о преимуществах или недостатках данного метода сложно, потому что в разных источниках [12, 38, 25–27] приводятся противоречивые данные относительно распределения спектра вибраций и, соответственно, предлагается использовать разные его участки для диагностирования состояния режущего инструмента. Однако опыт использования таких систем показывает их малую информационную надежность.

Анализ высокочастотных волн сигнала АЭ (полоса частот обычно от 100 кГц до 2000 кГц) используют для диагностики изнашивания инструмента, обрабатываемости материала, оптимизации скорости резания и геометрии режущего инструмента. Изучением АЭ в процессах резания занимались ученые разных стран, среди которых – больше всего США и Японии [39, 41]. В Украине и других странах СНГ – в НТУУ «КПИ» [30] и МВТУ им. Баумана.

Преимущества метода АЭ при исследовании процесса резания:

- высокая чувствительность метода АЭ, которая намного превышает чувствительность традиционных методов контроля;
- метод АЭ имеет высокое быстродействие, а также гораздо меньше ограничений, связанных со структурой, физико-механическими свойствами материалов и внешней среды по сравнению с другими методами контроля.

Поскольку спектр частот и амплитуд сигнала АЭ тоже отличается большим разнообразием, и часто очень трудно найти явное соответствие между характерными участками диаграммы колебаний и изнашиванием, наилучшие результаты получены при обработке сигнала АЭ с помощью нейронной сети [30]. При наличии значительной обучающей выборки удастся так наладить нейронную сеть, что в пределах этой выборки погрешность в диагностике величины изнашивания не превышает 10–15%.

Целью системы диагностики является отработка управляющей команды на основании характеристических признаков сигналов, посланных из измерительных датчиков, и принятой стратегии реагирования (см. рис. 6.49). Датчики, которые находят практическое применение в системах диагностики, служат для измерения некоторых усредненных величин, ответственных за изнашивание инструмента: составляющей силы резания и величин, которые с ней связаны (крутящего момента, деформации элементов станка или инструмента, тока двигателя), сигнала акустической эмиссии и частот (амплитуд) самовозбуждающихся колебаний. Главными типами из них являются следующие.

- Тензометрические и пьезоэлектрические датчики силы резания: датчики фольговые, измерительные оправки подшипников (датчики движущей силы), датчики интеллектуальные, соединенные с оборудованием или корпусом, что предварительно обрабатывают сигналы силы переводят их в цифровую форму и непосредственно посылают на фиксирующий прибор. Новым направлением развития в этой группе являются многокомпонентные датчики, которые дают возможность одновременного измерения силы подачи, ее направления, крутящего момента (рис. 6.51 а), а также датчики интегральные (комплексные), что включают соединенный с датчиком силы датчик акустической эмиссии (рис. 6.51 з).

- Пьезоэлектрические или фольговые датчики АЭ. На рис. 6.51 б представлен типичный пьезоэлектрический датчик АЭ, а также датчик, в виде тонкой фольги размещенной между режущей пластинкой и подкладкой (рис. 6.51 в).

- Пьезоэлектрические датчики с сейсмической массой (инерционные) для измерения частот вибраций. Электрический аналоговый сигнал от датчика обычно переводится в цифровую форму, а его запись в виде временного ряда дает возможность выявления признаков сигналов, наиболее связанных с ходом и интенсивностью износа инструмента.

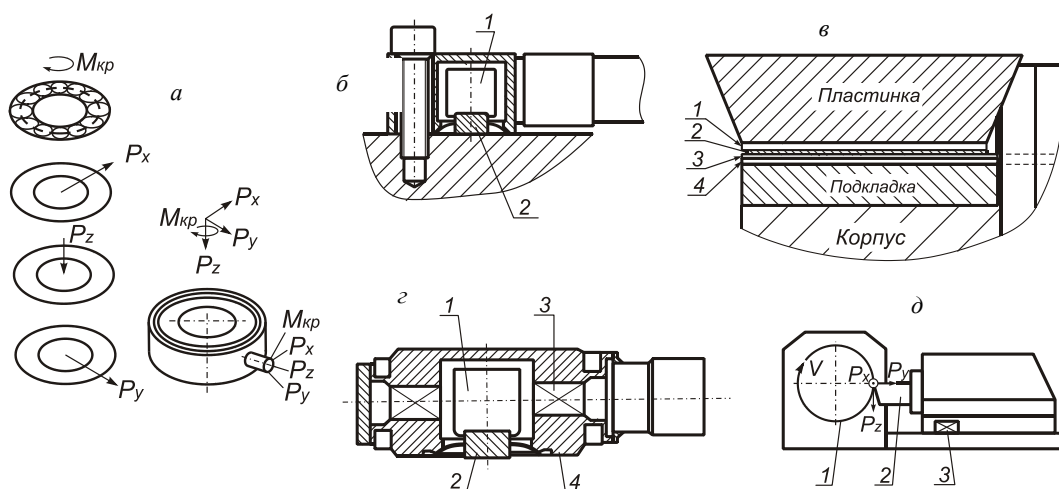


Рисунок 6.51 – Примеры датчиков, используемых для диагностики состояния режущего лезвия [37, 38, 39, 41]:

а – многокомпонентный пьезоэлектрический датчик силы резания; б – пьезоэлектрический датчик акустической эмиссии (1 – кварцевый элемент, 2 – крепление); в – фольговый датчик АЭ (1 – изолирующая пленка на режущей пластинке, 2 – металлическая фольга, 3 – изолирующая пленка, 4 – пьезоэлектрическая пленка); г – интегрированный датчик силы и АЭ (1 и 3 – кварцевые элементы для измерения силы и АЭ, 2 и 4 – крепление); д – установка датчика из позиции (г) (1 – заготовка, 2 – резец, 3 – дублированный датчик силы и АЭ)

Классическим примером использования силовых датчиков является фиксация увеличения составляющих суммарной силы резания (особенно главной) из-за роста изнашивания режущего лезвия. Однако этот параметр не является одинаково значимым для всех случаев износа и условий обработки, потому в работе [37] предлагается использовать средний прирост силы подачи (dP_x):

$$dP_x = \frac{P_x - P_{x0}}{P_{x0}},$$

где P_{x0} – сила подачи в начале работы лезвия.

Установлено, что изменение dP_x как функции изнашивания лезвия является независимым от параметров резания, потому не требует определения новых критических значений критериев оценки при изменении режимов.

С целью увеличения достоверности оценки состояния инструмента используют интегрированные сигналы разных физических параметров. Для этого применяют два пути:

- 1) получение многих параметров из одного датчика;
- 2) применение нескольких разных датчиков для измерения выбранных физических величин или «умных» датчиков, которые интегрируют разные признаки того же среднего сигнала.

Как показывает практика, использование нескольких параллельных сигналов, является лучшим способом верификации сигналов и страхования от остановки обработки на станке из-за ложной информации о катастрофическом состоянии лезвия.

6.5.1. Стратегии контроля

Стратегия контроля за состоянием режущего лезвия при точении базируется на характерных закономерностях хода изнашивания от начала резания до наступления состояния затупления (кривые изнашивания, см. рис. 6.35). С этой точки зрения необходимо отделить этапы ускоренного (приработки) и устоявшегося изнашивания лезвия, а также наступления катастрофического состояния (или скалывания) инструмента. Большинство стратегии диагностики было разработано на основе зависимости силы резания от величины изнашивания лезвия.

Самой простой из применяемых на практике является стратегия отслеживания сигнала от датчика силы и сравнения его с заданной пороговой величиной. Примером такой системы является стратегия Tool Monitoring System (TMS) фирмы Sandvik Coromant, которая использует в качестве датчики силы – тензометрические подшипники. На рис. 6.52 представлены фазы работы системы TMS.

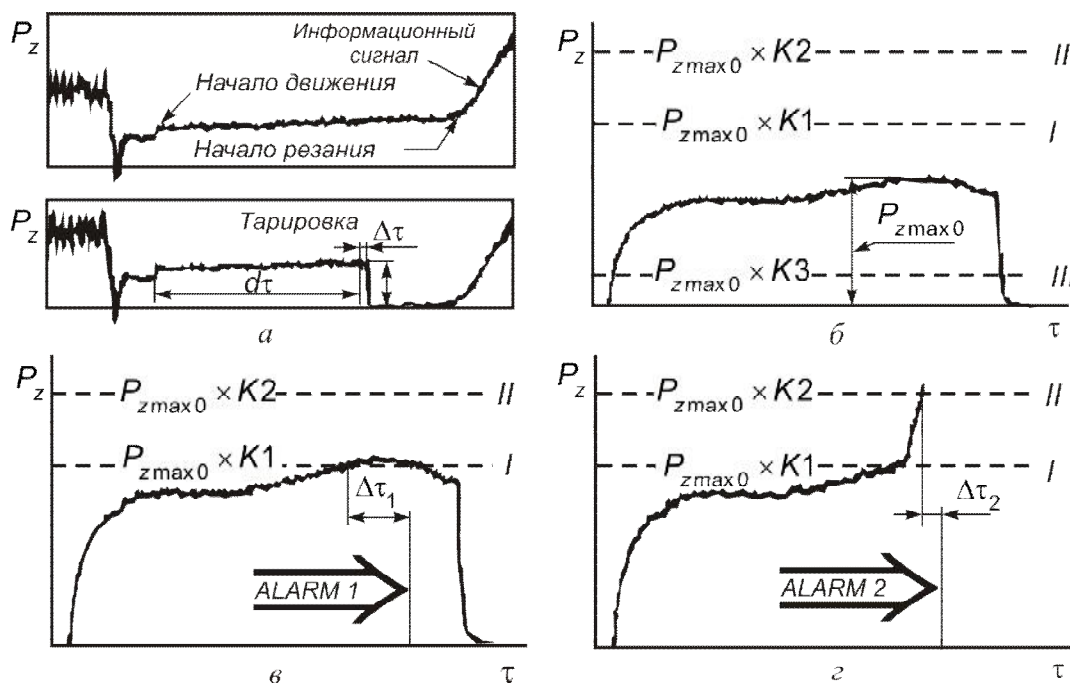


Рисунок 6.52 – Основные этапы стратегии TMS фирмы Sandvik Coromant:
 а – тарировка; б – обучение системы; в – выявление конца периода стойкости;
 г – выявление момента катастрофического затупления инструмента

В первой фазе происходит тарирование после установления стабилизации среднего значения силы, действующей на датчик, в течение интервала времени $\Delta t = 20 \dots 200$ мс.

Важными для контроля состояния инструмента являются две следующих фазы: обучение и контроль. В процессе обучения система определяет максимальное значение силы резания за время одного прохода резца ($P_{z\max 0}$) и следующие три аварийных пороговых уровня (рис. 6.52 б):

I – что соответствует $P_{z\max 0} \times K1$, переход которого означает конечное затупление лезвия;

II – что соответствует $P_{z\max 0} \times K2$, переход которого означает достижение катастрофического изнашивания;

III – что соответствует $P_{z\max 0} \times K3$ и который отвечает дефектному резанию (браку),

где $K1 = 1,2 \dots 2,0$; $K2 = 1,5 \dots 3,0$ и $K3 = 0,2 \dots 0,8$ – аварийные коэффициенты, запрограммированные оператором.

В процессе наблюдения система отслеживает сигналы из датчиков и сравнивает их с определенными аварийными уровнями. При переходе порога *I* наступает плановая замена инструмента на новый; зато достижение второго порога *II* вызывает экстренную остановку движения резания и замену аварийно изношенного (сломанного) инструмента. С целью установления достоверности сигнала об авариях оператор программирует соответствующие задержки времени $\Delta t_1 = 100 \dots 500$ мс, $\Delta t_2 = 1 \dots 20$ мс. Поскольку достижение катастрофического изнашивания не всегда соответствует немедленному и четкому росту силы резания, эта стратегия имеет смысл исключительно при черновой обработке.

Наиболее сложная стратегия, которая основывается на анализе силы резания, разделяет контроль установившегося износа от аварийного – катастрофического. На рис. 6.53 представлена система отслеживания момента катастрофического изнашивания, испытанная WZL TH Aachen [38]. Система постоянно определяет две предельных оценки в кривой измеряемого сигнала $F_s \pm F_d$, где F_s – средневзвешенная величина сигнала, F_d – динамическая составляющая (амплитуда сигнала) силы резания.

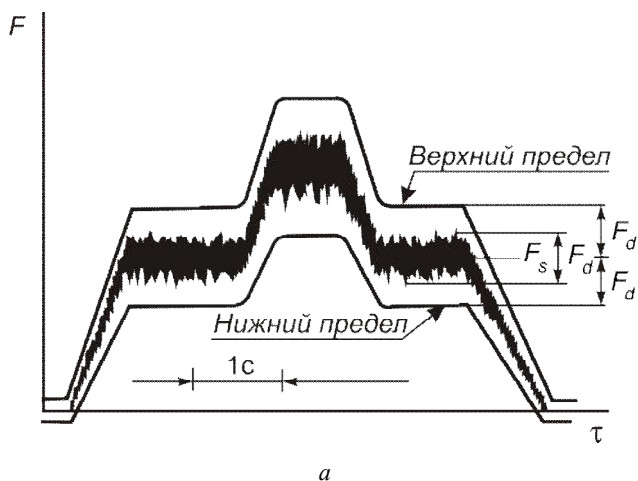


Рисунок 6.53 – Выявление катастрофического изнашивания в стратегии, испытанной в WZL TH Aachen [38] (начало)

Если сигнал в случае аварии перейдет предельное значение, то следующее поведение системы зависит от последующего изменения сигнала. Система сразу подтверждает аварийную поломку режущего лезвия инструмента, когда сигнал переходит верхний предел, а через следующий короткий отрезок времени Δt_1 четко спадет ниже нижнего предела (рис. 6.53 б). Когда рост силы достаточно небольшой (рис. 6.53 в), авария фиксируется только через время Δt_2 после момента падения сигнала за нижний предел.

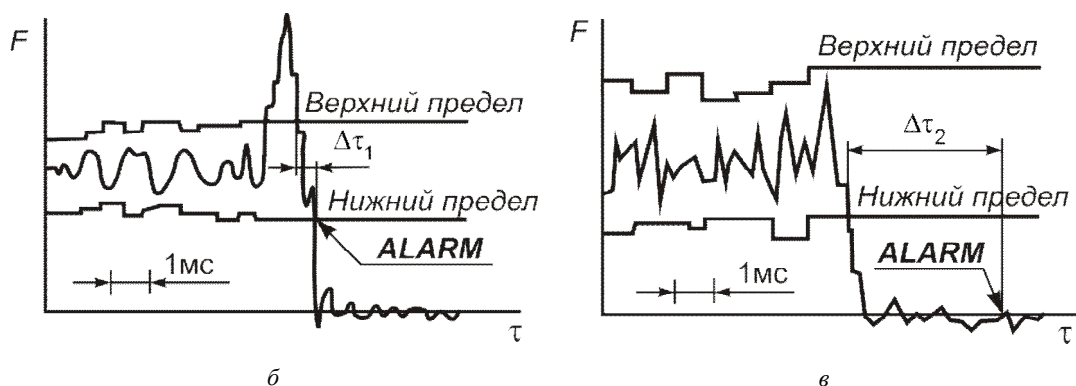


Рисунок 6.53 – Выявление катастрофического изнашивания в стратегии, испытанной в WZL TH Aachen [38] (окончание)

В системах, которые работают согласно стратегий, показанных на рис. 6.53, следует применять пьезоэлектрические силовые датчики с большой динамической чувствительностью, которая требуется при регистрации быстрых изменений сил резания.

6.5.2. Пример системы диагностики лезвийной обработки

На рис. 6.54. представлена диагностическая схема процесса обработки заготовки на токарном станке [45]. Резец 3 подводится в исходное положение, где расположен оптический сенсор 7'. Определяется погрешность установки резца (вылет вершины с учетом износа на предыдущей обработке или начальная установка). Затем вносятся коррективы для определения траектории движения резца с целью получения заданного размера.

Подача и частота вращения шпинделя определяются исходя из необходимой стойкости и получаемой точности детали. Эти параметры могут быть откорректированы в ходе процесса на основании получаемой информации.

В ходе лезвийной обработки сенсор 7 отвечает за показатели качества поверхности заготовки и износ инструмента. При этом сигнал на обе поверхности может посылаться либо одновременно, путем разделения его кубической призмой, либо поочередно. Сенсоры 7 и 7' могут быть объединены. В этом случае сенсор обязательно устанавливается на несменной части суппорта. Сигналы датчиков 7 и 7' обрабатываются в оптической диагностической системе, где раскладываются на составляющие, необходимые для анализа износа в процессе резания, и в статическом состоянии поверхности детали. Далее информация поступает для анализа в ЭВМ.

В процессе обработки функционируют также два сенсора акустической эмиссии 9 и 10. Сенсор 10 установлен на державке резца, сенсор 9 – на валу шпинделя. Предназначены они для контроля состояния режущей кромки (точнее, состояния зоны контакта), а также осуществляют контроль за изменением свойств заготовки и вследствие этого они отвечают за изменение режимов резания. Они также осуществляют предупреждение о возможной поломке инструмента. Частота считывания в среднем составляет 0,2–0,3 секунды. Несущая частота сенсоров должна быть различна. Информация поступает в вибрационную диагностическую систему.

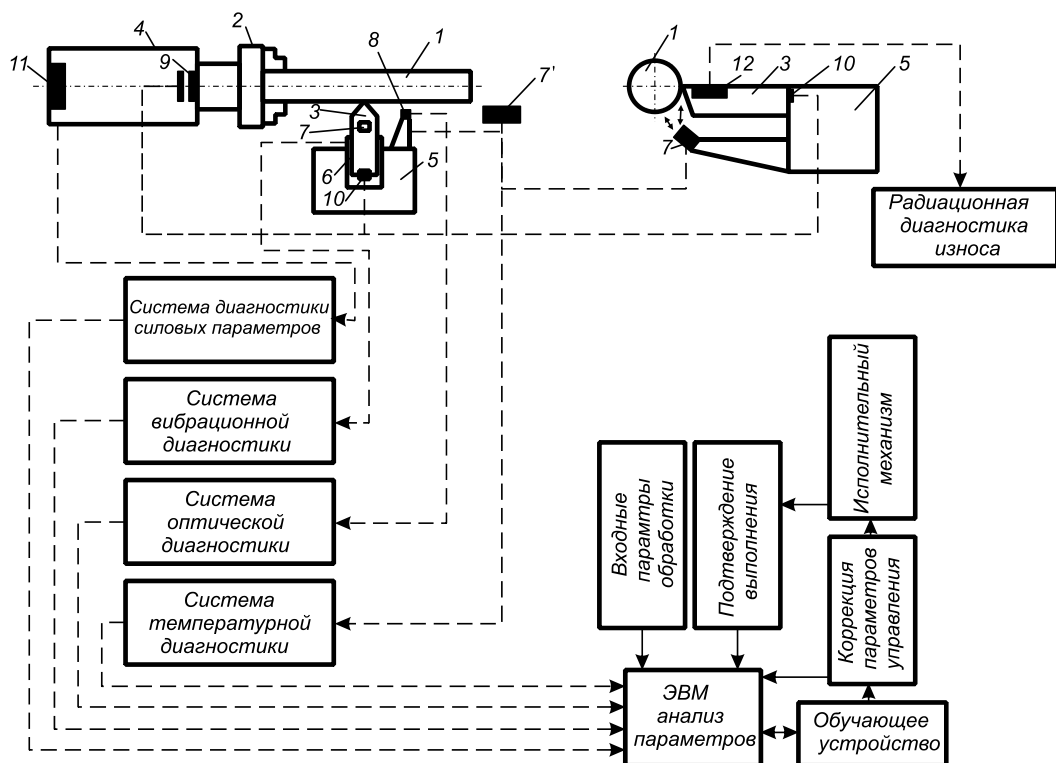


Рисунок 6.54 – Схема диагностики процесса точения:

1 – заготовка; 7 – оптический сенсор (диагностика качества детали, контроль износа резца); 2 – шпиндель; 7' – оптический сенсор (контроль износа резца); 3 – резец; 8 – фотометрический датчик; 4 – привод шпинделя; 9 – акустический сенсор (бесконтактный); 5 – резцедержатель; 10 – акустический сенсор (контактный); 6 – динамометр; 11 – токовый сенсор; 12 – радиационный элемент [45]

В приводе шпинделя установлен сенсор 11, являющийся датчиком мощности. Его работа основана на измерении мощности на валу двигателя из-за изменения условий обработки. Этот сенсор хотя и не является достаточно надежным, но представляет собой хорошее дополнение диагностики процесса резания. На суппорте установлен также динамометр 6, с помощью которого определяются составляющие силы резания, действующие на резец в процессе обработки. Сигнал от такого сенсора и от динамометра передается в систему анализа усилий резания.

В лабораторных условиях в систему диагностики может дополнительно устанавливаться радиационная система диагностики износа. При этом резец предварительно подвергается облучению.

В ЭВМ идет сравнение сигналов и проводятся, в случае необходимости, корректировки параметров или аварийное отключение. Далее эти параметры передаются на исполнительные механизмы с обязательным подтверждением о выполнении. При использовании элементов микромеханики первичный анализ и обработка сигналов происходят непосредственно в сенсорах, что значительно повышает скорость обработки сигналов и, тем самым, скорость реакции системы на изменение в ходе обработки, что увеличивает надежность диагностики.

Все ситуации, возникающие в ходе процесса, заносятся в память обучающего устройства в виде «матрицы решений», и в случае повторного появления идентичной ситуации реакция на нее исходит непосредственно из обучающего устройства. Другая функция обучающего устройства заключается в определении и систематизации причин отклонений и ошибок с целью статистического анализа и локализаций их с целью устранения.

6.5.3. Пример системы диагностики процесса шлифования

Оптический сенсор 6 (рис. 6.55) в ходе обработки отслеживает качество шлифованной поверхности, ее размер, шероховатость и, тем самым, определяет коррекцию подачи шлифовального круга. Лазерный сенсор 7 в свою очередь контролирует топографию шлифовального круга. Он корректирует подачу и правку шлифовального круга, добиваясь необходимого отзыва сенсора 6 о качестве детали.

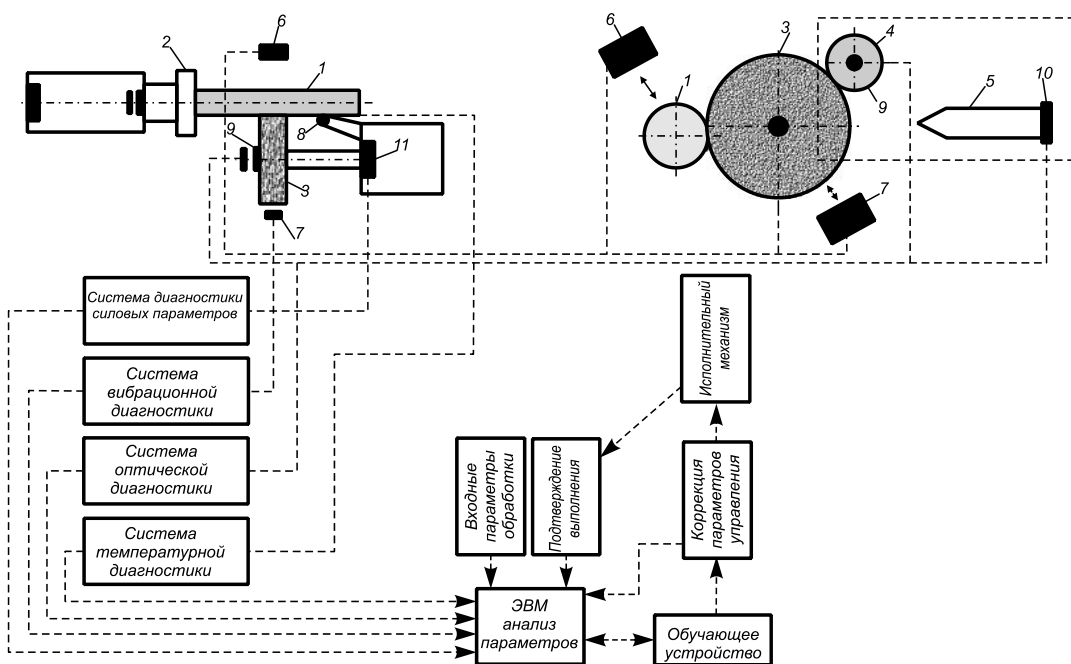


Рисунок 6.55 – Система диагностики процесса шлифования:

- 1 – заготовка; 2 – шпиндель; 3 – шлифовальный круг; 4 – правящий ролик; 6 – оптический сенсор (диагностика качества детали); 7 – оптический сенсор (контроль топографии круга); 8 – фотометрический датчик; 9 – акустический сенсор (бесконтактный); 10 – акустический сенсор (контактный); 11 – токовый сенсор (мощности) [45]

Информация от сенсоров 6 и 7 поступает в оптическую диагностическую систему. Эти сигналы раскладываются на составляющие, необходимые для анализа состояния поверхности заготовки и круга, износа круга и его правки, и далее поступают в ЭВМ.

Два сенсора акустической эмиссии 9 и 10 используются для диагностики процессов шлифования и правки, а также для контроля ударов и, косвенно, сил. Также можно с помо-

щью параметров шума определить удельный съем материала в единицу времени. В этих сенсорах используется метод бесконтактной передачи сигнала, что позволяет установить сенсор на вращающемся элементе.

Сигнал от акустических сенсоров передается для дальнейшей обработки в вибрационную диагностическую систему, где он раскладывается на составляющие, необходимые для определения вышеперечисленных параметров.

Токовый сенсор *11* применяется как вспомогательное средство, определяющее мощность резания, и является дополнением для остальных сенсоров.

Использование элементов микромеханики значительно ускоряет процесс обработки и реакции на различные ситуации, появляющиеся в процессе обработки [45].

6.5.4. Диагностика прецизионных процессов обработки

Прецизионный процесс резания должен обеспечивать четыре основных показателя: высокая надежность, высокая производительность, высокая точность и минимальная шероховатость.

Достичь высоких результатов по этим трем показателям чрезвычайно сложно, так как они часто входят в противоречие, например, высокая точность и производительность. Высокая точность, минимальная шероховатость достигается новыми высокими технологиями, прецизионными станками и оснасткой.

В прецизионной обработке недостаточно оптимизации и улучшения показателей отдельных процессов, где, как правило, обращали внимание на чистовые операции. Нужно исходить из того, что изготавливаемая деталь формируется целым рядом технологий. Необходимо иметь информацию обо всех ошибках и отклонениях, чтобы обеспечить высокоточный прецизионный процесс обработки. Система диагностики и управления является составной частью информационной системы в прецизионной обработке. Наличие диагностической аппаратуры осуществляет контроль за процессом обработки, состоянием качества поверхностного слоя изделий, вносит соответствующие коррективы в технологию обработки и таким образом обеспечивает высокоэффективный процесс управления. Система искусственного интеллекта для реализации прецизионного процесса обработки представлена на рис. 6.56 [45].

Благодаря современной сенсорной технике можно получать большой объем информации о процессе обработки, станке, режущем инструменте, заготовке. Получаемые характеристики могут использоваться исполнителями для контроля, диагностики, регулирования и моделирования. Обычно при передаче сигналов от сенсоров сегодня используется классическая цепочка обработки информации, т.е. требуется фильтрация и усиление сигнала, его анализ в аналогово-цифровом преобразователе.

Непосредственная обработка сигнала на сенсоре путем интеграции всех функций приводит к созданию «мыслящих» сенсоров. Такие сенсоры содержат технический интеллект, который определяется материалом сенсора и его физическими свойствами, а также функциями интеллекта, который включает функции усиления, аналогового преобразования и запоминания. Кроме того, они содержат так называемую социальную часть, которая обеспечивается микропроцессором, входными и выходными каналами, обеспечивающими необходимый от-

бор информации и коммуникации. «Мыслящие» сенсоры допускают программирование и, таким образом, выдают только необходимую информацию.



Рисунок 6.56 – Модель системы искусственного интеллекта прецизионной обработки [45]

В техническом развитии сенсорики достигла такого уровня, когда возможна обработка и анализ многих параметров в технологическом процессе, а также осуществляется контроль и управление этими процессами. Эффективное применение «мыслящих» сенсоров возможно использовать в диагностике и управлении прецизионными процессами (рис. 6.57).

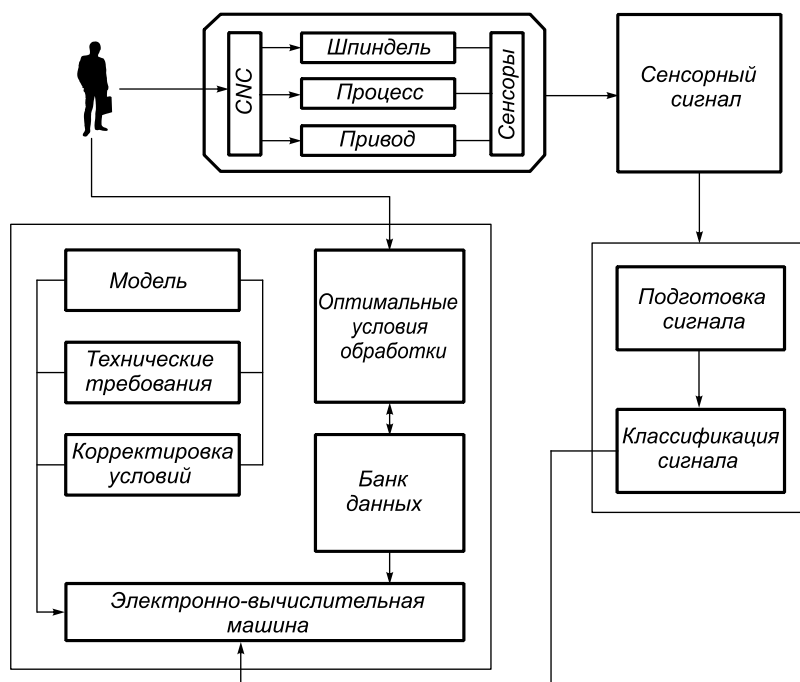


Рисунок 6.57 – Структура диагностической «мыслящей» системы [45]

Важнейшим фактором в решении этой проблемы является опознание ошибки в технологической системе. В настоящее время человек берет на себя функции опознания и анализа ошибок; на основании этого он принимает решение по устранению ошибок оборудования, используя при этом свои знания и опыт. В современной технике искусственный интеллект может моделировать поведение человека при помощи системы «мыслящих» сенсоров. Различная информация о работающем оборудовании классифицируется и анализируется при помощи ЭВМ, где закладывается идеальная модель процесса.

Возникающие ошибки запоминаются, и при их повторе система искусственного интеллекта способна в более короткий промежуток времени дать прогноз возникшей ситуации.

Применение решения чаще всего происходит путем диалога «человек-машина». В будущем предполагается осуществить автоматический анализ возникшей ситуации и автоматическое принятие решения по устранению ошибок.

Вопросы для самопроверки

1. Охарактеризуйте схему современных представлений о причинах потери работоспособности режущих инструментов.
2. Что называется периодом стойкости? Охарактеризуйте связь между периодом стойкости и наработкой между отказами.
3. Чем отличается выкрашивание от скалывания при хрупком разрушении режущей части инструмента?
4. Какие геометрические параметры лезвия и физико-механические свойства инструментального и обрабатываемого материалов определяют величину предельной толщины срезаемого слоя?
5. Почему при фрезеровании и строгании предельная толщина срезаемого слоя меньше, чем при точении?
6. Охарактеризуйте влияние углов γ и λ на хрупкое разрушение лезвия при прерывистом резании.
7. Какая характеристика инструментального материала обеспечивает ему высокую пластичную прочность? Объясните.
8. Охарактеризуйте основные признаки изнашивания по передней и задней поверхностям. Как влияют характеристики обрабатываемого материала и режимы резания на место расположения износа на инструменте?
9. Объясните физические причины изнашивания инструмента.
10. Что понимают под критерием затупления режущего инструмента?
11. Охарактеризуйте критерий оптимального изнашивания.
12. Охарактеризуйте технологические критерии изнашивания.
13. Для каких целей необходимо знание максимально допустимого износа инструмента?
14. Охарактеризуйте причины изнашивания передней поверхности в виде лункообразования и практические мероприятия по снижению этого вида износа.
15. Охарактеризуйте практические мероприятия по снижению хрупкого разрушения лезвия в виде его скалывания и выкрашивания режущей кромки.
16. Охарактеризуйте причины возникновения термических трещин и практические мероприятия по снижению изнашивания в результате их образования.

17. Укажите последовательность проведения стойкостных экспериментов и получения стойкостной зависимости.
18. Как отличается зависимость стойкости инструмента от скорости резания для быстрорежущего и твердосплавного инструмента?
19. Влияет ли работа с ударными нагрузками на стойкость быстрорежущего и твердосплавного инструмента?
20. Охарактеризуйте зависимость стойкости инструмента от геометрических параметров режущего инструмента.
21. Какие методы диагностики состояния инструмента и системы резания используются?
22. Принцип работы силовых, вибрационных и акустических датчиков.
23. Изменение какой силы резания чаще всего учитывается при диагностике процесса резания и состояния инструмента?
24. Какая стратегия управления процессом резания на основе силовых измерений используется ведущими фирмами?
25. Приведите схему диагностики процесса точения.
26. Приведите схему процесса шлифования.
27. Каковы особенности системы диагностики прецизионных процессов резания?

Список литературы к разделу 6

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машиностроение, 1980. – 320 с.
3. Бетанели А.И. Прочность и надежность режущего инструмента / А.И. Бетанели. – Тбилиси : Сабчота Сакартвело, 1973. – 304 с.
4. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В. Новикова. – Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.
5. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента / В.А. Остафьев. – М. : Машиностроение, 1979. – 168 с.
6. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1966. – 264 с.
7. Хае Г.Л. Прочность режущего инструмента / Г.Л. Хае. – М. : Машиностроение, 1975. – 168 с.
8. Лоладзе Т.Н. Износ режущего инструмента / Т.Н. Лоладзе. – М. : Машгиз, 1958. – 356 с.
9. Внуков Ю.Н. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов на основе исследования условий их трения с обрабатываемыми материалами и реализация новых технологических возможностей: дис....докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : защищена 07.02.1992 : затв. 9.02.1993 / Юрий Николаевич Внуков. – М., 1992. – 378 с.
10. Кедров С.С. Колебания металлорежущих станков / С.С. Кедров. – М. : Машиностроение, 1978. – 199 с.
11. ДСТУ 2233-93. Інструменти різальні. Терміни та визначення. – К. : Держспоживстандарт України, 1993. – 20 с.

12. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałów metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. – 382 arc.
13. Зорев Н.Н. Стойкость и производительность торцовых фрез при смещении заготовки относительно оси фрезы / Н.Н. Зорев, Н.Н. Вирко // Исследования в области технологии обработки металлов резанием. – М. : Машгиз, 1957. – № 82. – С. 57–81.
14. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
15. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А.М. Даниелян. – М. : Машгиз, 1954. – 275 с.
16. Jawahir I.S. A new parametric approach for the assessment of comprehensive tool wear in coated grooved tools / I.S. Jawahir, P.X. Li, R. Gosh // Annals CIRP. – 1995. – Vol. 44/1. – P. 49–54.
17. Грузин П.Л. О диффузии кобальта, хрома и вольфрама в железе и стали / П.Л. Грузин // Проблемы металловедения и физики металлов. – М. : Металлургиздат, 1955. – С. 517–523.
18. Горелов В.М. Резание металлов / В.М. Горелов. – М. ; Свердловск : Машгиз, 1959. – 254 с.
19. Зорев Н.Н. Обработка резанием тугоплавких сплавов (на основе молибдена) / Н.Н. Зорев, З.М. Фетисова. – М. : Машиностроение, 1966. – 227 с.
20. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
21. Нормы износа, стойкости и расхода режущего инструмента : утв. научно-исследовательским бюро технических нормативов. – М. : Машгиз, 1961. – 430 с.
22. Панкин А.В. Обработка материалов резанием / А.В. Панкин. – М. : Машгиз, 1961. – 520 с.
23. Резание металлов / [Г.И. Грановский, П.П. Грудов, В.А. Кривоухов и др.] ; под ред. В.А. Кривоухова. – М. : Машгиз, 1954. – 472 с.
24. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
25. Тейлор Ф. Искусство резать металлы / Ф. Тейлор. – Санкт-Петербург : Издание инж. Л.А. Левенстерна, 1909. – 357 с.
26. Фельдштейн Э.И. Методика назначения наивыгоднейших режимов резания / Э.И. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1963. – 75 с.
27. Фельдштейн Э.И. Основы рациональной эксплуатации режущих инструментов / Э.И. Фельдштейн. – М. : Машиностроение, 1965. – 179 с.
28. Тахман С.И. О характеристиках износостойкости твердосплавного режущего клина / С.И. Тахман // Вопросы механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования : сб. научн. трудов Института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины. Серия Г: Процессы механической обработки, станки и инструменты. – К. : ИСМ, 2002. – С. 281–291.
29. Ящерицин П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицин, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
30. Ларин М.Н. Оптимальные геометрические параметры режущей части инструментов / М.Н. Ларин. – М. : Оборонгиз, 1953. – 146 с.

31. Ларин М.Н. Основы фрезерования / М.Н. Ларин. – М. : Машгиз, 1947. – 302 с.
32. Зорев Н.Н. Обработка стали твердосплавным инструментом в условиях прерывистого резания с большими сечениями срезаемого слоя / Н.Н. Зорев // Вестник машиностроения. – 1963. – №2. – С. 62–67.
33. Маркелов П.А. Резание металлов инструментами с керамическими пластинками П.А. Маркелов. – М. : Оборонгиз, 1960. – 285 с.
34. Аршинов В.А. Резание металлов и режущий инструмент : учебник / В.А. Аршинов, Г.А. Алексеев. – М. : Машиностроение, 1976. – 400 с.
35. Грановский Г.И. Резание металлов : учебник / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. – М. : Высш. школа, 1985. – 304 с.
36. Bahre D. Monitoring of cutting processes by vibration analysis: exemplary applications in grinding and turning processes / D. Bahre, U. Rosenberger, G. Warnecke // PED Sensors and Signal Processing for Manufacturing. ASME Publ. – 1992. – Vol. 55, – P. 65–80.
37. Jemielniak K. Tendencje rozwojowe w diagnostyce stanu narzedzia i procesu skrawania / K. Jemielniak // PTMiU. – 1997. – Vol. 21. – № 1. – P. 42–55.
38. Monitorowanie ostrza skrawajacego / red Kosmol J. – Warszawa : WNT, 1996.
39. Marschall K. In-process monitoring with piezoelectric sensors / K. Marschall, G.H. Gautschi // J. Mater. Proc. Technol. – 1994. – Vol. 44. – P. 345–352.
40. Masory O. Monitoring machining processes using multi-sensor readings fused by artificial neural network / O. Masory // J. Mat. Proc. Technol. – 1991. – Vol. 28. – P. 231–240.
41. Nedess Ch. Real-time monitoring and controlling of chip form in turning processes with acoustic emission using thin film sensors / Ch. Nedess, Ch. Pflueg // Trans. NAMRI/SME. – 1996. – Vol. XXIV. – P. 99–104.
42. Ravindra H.V. Tool wear monitoring in turning using a pattern recognition technique / H.V. Ravindra, Y.G. Srinivasa, R.J. Krishnamurthy // Mater. Proc. Technol. – 1993. – Vol. 37. – P. 731–740.
43. Девин Л.Н. Применение метода акустической эмиссии для оценки работоспособности резцов из АТП при точении алюминиевых сплавов / Л.Н. Девин, Н.Е. Стахнив, А.Г. Найдено // Резание и инструмент в технологических системах : межд. научн.-техн. сборник. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 62. – С. 44–47.
44. Повышение работоспособности режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, вакуумно-дуговыми покрытиями / Копейкина М.Ю., Клименко С.А., Мельничук Ю.А., Береснев В.М. // Сверхтвердые материалы. – 2008. – № 5. – С. 87–97.
45. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні : підруч. для студ. технічних спец. вищ. навч. закл. / [Грабченко А.І., Везуб М.В., Внуков Ю.М. та ін.] ; ред. А.І. Грабченко. – Житомир : ЖДТУ, 2011. – 507 с.

Раздел 7

ФОРМИРОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПОВЕРХНОСТИ И ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛИ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ

7.1. Понятие качества поверхности, обработанной резанием.

Геометрические показатели качества

Под качеством поверхности и поверхностного слоя понимают их свойства, которые формируются в результате воздействия технологических методов обработки. Качество деталей определяется геометрией обработанных поверхностей и физико-механическими характеристиками поверхностного слоя.

К геометрическим показателям качества относят точность размеров, отклонение формы, волнистость, шероховатость. К физико-механическим характеристикам относят микротвердость, остаточные напряжения, структуру, химический состав [1–7].

Существенная часть требований к качеству обработки выполняется за счет непрерывного повышения точности изготовления. В зависимости от предельно достижимой точности процессы резания делят на обычные (традиционные, конвенциональные), точные (прецизионные) и чрезвычайно точные (ультрапрецизионные), которые рассматриваются соответственно в макро, микро и нано диапазонах точности. Возможности процессов резания в нанодиапазоне приближаются к критическим, т.к. теоретическим ограничением точности при разделении кристаллической решетки являются размеры молекул или атомов обрабатываемого материала (0,2–0,4 нм) (рис. 7.1).

Существующие реальные процессы резания обеспечивают отклонение в пределах: лезвийная и абразивная обработка –10 мкм; тонкое точение, хонингование, суперфиниш, тонкое шлифование –1 мкм; алмазные и алмазноабразивные процессы –0,1 мкм; ультрапрецизионные процессы резания, шлифование, суперфиниширование, доводка и полирование – 0,01 мкм.

Как уже было указано в разд. 3, в зоне первичной пластической деформации обрабатываемый материал испытывает сначала упругую, а потом пластическую деформации. При этом нижняя граница зоны стружкообразования пересекает продолжение поверхности резания (см. рис. 3.11, 3.12). То есть, пластическую деформацию испытывают слои металла, оставленные на обработанной поверхности. В результате такой деформации поверхностный слой металла под обработанной поверхностью упрочняется, изменяется его структура и свойства, что приводит к раздроблению зерен металла на мелкие частички, ориентированию зерен в одном направлении (текстура), образованию внутренних напряжений в поверхностном слое. Учитывая образование несрезанных гребешков шероховатости на обработанной поверхности (см. рис. 1.30) и искажение формы поверхности под действием сил резания и износа инструмента (см. рис. 7.27), можно констатировать, что обработка резанием влияет на основные показатели качества обработанной поверхности [2, 3, 7, 8].

Совокупность выступов и впадин на поверхности детали образует рельеф (макро- и микрогеометрию).

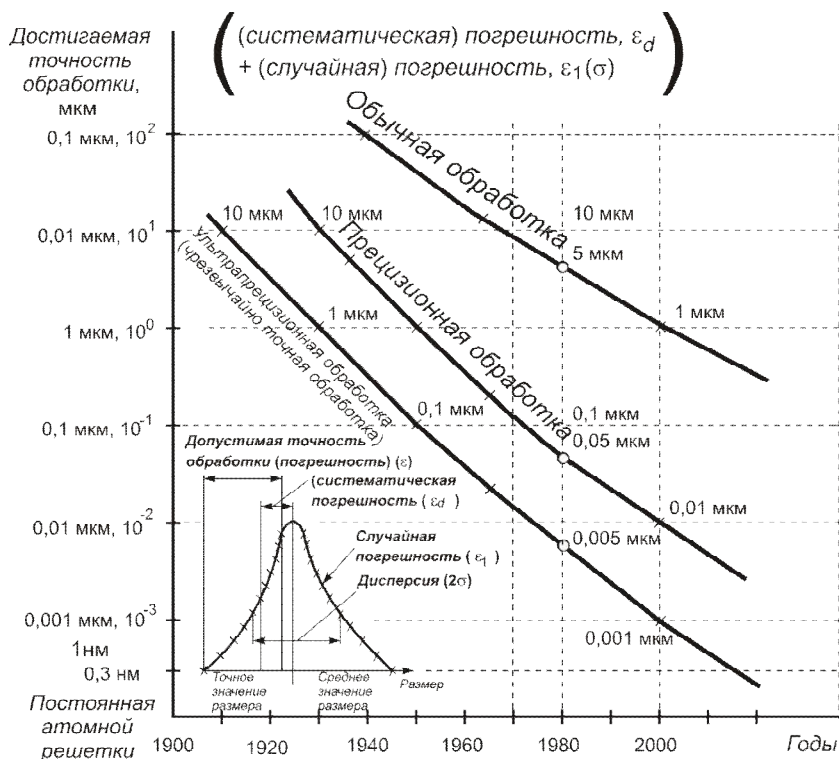
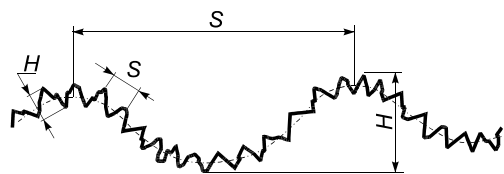


Рисунок 7.1 – Изменение достижимой точности обработки

Профиль макро- и микрогеометрии поверхности характеризуется высотой H и шагом S (рис. 7.2). Условная классификация погрешностей такая: $\frac{S}{H} > 1000$ – отклонения формы поверхности; $1000 \geq \frac{S}{H} \geq 40$ – волнистость поверхности; $\frac{S}{H} < 40$ – шероховатость.

Рисунок 7.2 – Параметры макро- и микрогеометрии поверхности



Погрешности формы, волнистость и шероховатость поверхностей влияют на эксплуатационные и технологические показатели изделий (неравномерность припусков, удельного давления, зазоров, натягов, трение и т.п.).

Отклонением формы называется отклонение реальной поверхности (ограничивающей тело и отделяющей его от окружающей среды) от формы номинальной поверхности. Под номинальной понимается идеальная поверхность, форма которой задана чертежом.

При рассмотрении отклонений формы, например, цилиндрических поверхностей валов (ДСТУ 2498-94) различают отклонения формы в поперечном и продольном сечениях.

В продольном сечении отклонение формы может быть в виде конусности (а), бочкообразности (б) и седлообразности (в) (рис. 7.3).

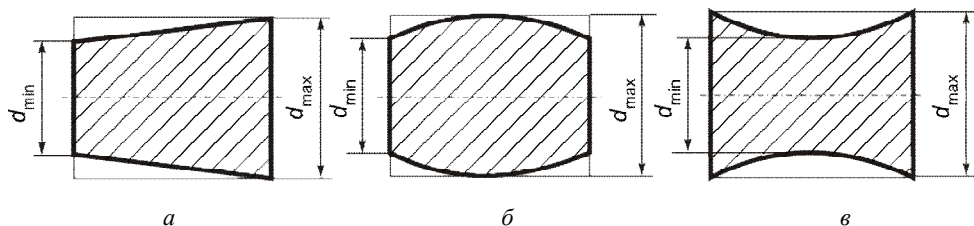


Рисунок 7.3 – Отклонение от цилиндричности в продольном сечении

Погрешности формы цилиндрических деталей (валов) есть следствие деформации заготовки или элементов системы СПИЗ под действием составляющей силы резания P_y . Она зависит от соотношения величин жесткости суппорта станка, передней и задней бабки и обрабатываемой заготовки. Причины появления отклонений формы в продольном сечении следующие.

1. Форма вала будет иметь бочкообразность, если деформация (прогиб) обрабатываемой заготовки будет значительно больше (вследствие малой жесткости), чем передней и задней бабок станка.

2. Форма вала будет иметь седлообразность, если деформация (прогиб) обрабатываемой заготовки будет значительно меньше, чем деформации передней и задней бабок станка.

3. Форма вала будет иметь конусообразность, если деформация одной бабки будет большей, чем другой или, если при продольном точении вала резец будет интенсивно изнашиваться в радиальном направлении.

В поперечном сечении это отклонение от круглости (рис. 7.4), частными случаями являются овальность и огранка.

Отклонение от круглости возникает при недостаточной жесткости системы СПИЗ и появлении вибраций.

Волнистость поверхности (см. рис. 7.2) также относится к отклонениям формы. При измерении отклонений формы и волнистости величины шероховатостей в расчет не принимаются.

Шероховатость поверхности в сочетании с другими ее характеристиками (цветом поверхности, степенью отражательной способности) является наряду с точностью формы одной из основных характеристик ее качества. Шероховатость поверхности оценивается по неровностям профиля (рис. 7.5), получаемого путем сечения реальной поверхности плоскостью (обычно в нормальном сечении к направлению шероховатости).

Согласно ГОСТ 2789-73 шероховатость определяется следующими параметрами:

R_a – среднее арифметическое отклонение профиля;

R_z – высота неровностей профиля по десяти точкам;

R_{\max} – наибольшая высота неровностей профиля;

S_m – средний шаг неровностей по средней линии;

S – средний шаг неровностей по вершинам;

t_p – относительная опорная длина профиля, где p – значение уровня сечения профиля.

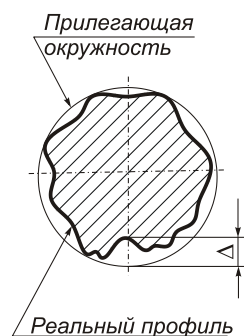


Рисунок 7.4 – Отклонение от круглости

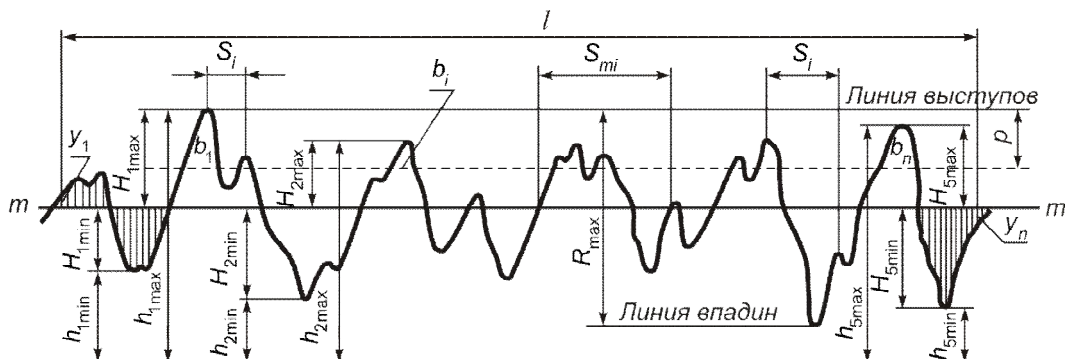


Рисунок 7.5 – Параметры шероховатости поверхности

В ряде случаев большое значение имеет направление неровностей на обработанной поверхности детали, которое устанавливается в технических условиях и обозначается на чертежах.

На эксплуатационные показатели поверхности детали оказывают влияние и другие параметры шероховатости, не предусмотренные ДСТУ (ГОСТ): радиусы закругления вершин и впадин, углы наклона образующих неровностей и др. Но в большинстве случаев достаточно знание только одного параметра R_a или R_z .

7.2. Природа образования шероховатости обработанной поверхности

Шероховатость обработанной поверхности характеризуется высотой и формой микронеровностей. При ее изучении принято рассматривать расчетные неровности и действительные.

Под расчетными неровностями понимают такие, которые можно определить геометрически при следующих предположениях:

- обрабатываемый материал абсолютно недеформируемый;
- система СПИЗ абсолютно жесткая;
- режущие кромки инструмента представляют собой идеальные геометрические линии.

Действительные неровности – те, которые остаются на обработанной поверхности после прохода инструмента. Из-за влияния множества случайных факторов их высота и форма аналитически рассчитаны быть не могут, а только измеряются приборами: профилометрами или профилографами.

Суммарные расчетные неровности принято определять по формуле:

$$R_{zp\Sigma} = R_{zpr} + R_{zpr} , \quad (7.1)$$

где R_{zpr} – высота поперечных неровностей, измеренная в плоскости, касательной к образующей инструментальной поверхности; R_{zpr} – высота продольных неровностей, измеренная в плоскости, касательной к направляющей инструментальной поверхности.

Рассмотрим пример фрезерования турбинной лопатки продольными строчками с периодическим смещением в поперечном направлении (рис. 7.6).

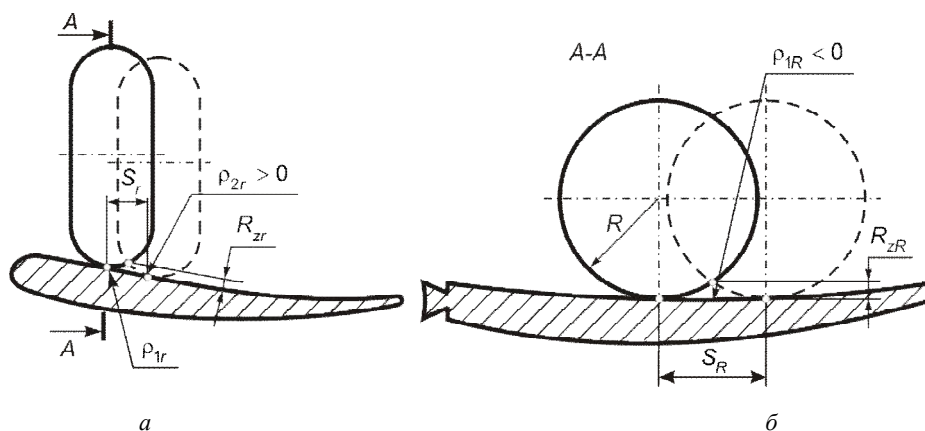


Рисунок 7.6 – Схема образования поперечной (а) и продольной (б) неровности

Для случая образования фасонной поверхности криволинейной режущей кромкой имеем формулы [12]:

$$R_{zpr} = \frac{S_r^2}{8} \left(\frac{1}{\rho_{1r}} + \frac{1}{\rho_{2r}} \right); \quad R_{zpr} = \frac{S_R^2}{8} \left(\frac{1}{\rho_{1R}} + \frac{1}{\rho_{2R}} \right), \quad (7.2)$$

где S_r , S_R – подачи инструмента, измеренные в поперечном и продольном направлениях; ρ_{1r} , ρ_{2r} , $\rho_{1R} = R$, ρ_{2R} – радиусы кривизны инструментальной и обработанной поверхностей, измеренные в указанных направлениях (для выпуклой поверхности ρ имеет знак (+), а для вогнутой (–)).

При обработке инструментами с прямолинейными режущими кромками необходимо учитывать кроме S , углы в плане резца и радиус округления вершины r . Для $r = 0$ имеем (см. рис. 1.30):

$$R_{zpr} = \frac{S_r}{(\operatorname{ctg} \varphi_1 + \operatorname{ctg} \varphi)}. \quad (7.3)$$

Для других аналогичных случаев применяются формулы, приведенные в [2].

Из формулы (7.3) видно, что при $\varphi_1 = 0$ $R_{zpr} = 0$. Этим обстоятельством часто пользуются, затачивая на резце или другом инструменте вспомогательную режущую кромку с углом $\varphi_1 = 0$. (сверла, развертки и др.) Длина такой кромки $l_n \geq 1,5S$.

Действительные микронеровности отличаются от расчетных и всегда больше их (рис. 7.7). Это вызвано действием следующих случайных факторов.

1. Пластическим течением обрабатываемого материала из зоны первичной пластической деформации в сторону вершин неровностей (противоположно подаче). Пластически де-

формированный металл в отдельных местах как бы наволакивается на остаточный гребешок расчетного профиля. В результате на обработанной поверхности образуются наплывы, зацепы и надрывы. Сила пластического течения определяется степенью деформации срезаемого слоя, т.е. K_L .

2. Колебаниями (вибрациями) детали и инструмента, которые оставляют на поверхности следы колебаний с амплитудой A .

3. Трением фаски износа задней поверхности инструмента по поверхности резания.

4. Геометрическими неровностями лезвий инструмента, которые возрастают по мере изнашивания.

5. Если материал склонен к наросту, то в зоне усиленного наростообразования происходит увеличение неровностей за счет остатков нароста, который периодически срывается (см. рис. 3.68).

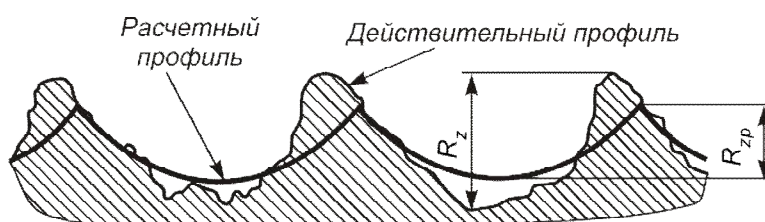


Рисунок 7.7 – Схема формирования микронеровностей обработанной поверхности

Исходя из изложенного, реальное значение R_z в общем виде может быть записано уравнением:

$$R_z = R_{zp\Sigma} + \Delta R_z, \quad (7.4)$$

где ΔR_z – приращение высоты неровностей, которое является суммой следующих слагаемых:

$$\Delta R_z = \Delta R_{zпл} + \Delta R_{zт.з} + \Delta R_{zвиб} + \Delta R_{zнер} + \Delta R_{zнар}.$$

Здесь $\Delta R_{zпл}$ – приращение высоты неровностей в результате пластического течения металла в направлении вершины остаточного гребешка (т.е. в направлении, обратном направлению подачи S) и упругого восстановления поверхностного слоя; методика приближенного расчета этой составляющей приведена в [13]; $\Delta R_{zт.з}$ – приращение высоты неровностей, вызванное трением задней поверхности инструмента об обработанную поверхность; $\Delta R_{zвиб}$ – приращение высоты неровностей, вызванное вибрациями; $\Delta R_{zнер}$ – приращение, вызванное геометрическими неровностями режущих кромок; $\Delta R_{zнар}$ – приращение, вызванное остатками сошедшего нароста.

Эти составляющие являются следствием действия случайных факторов и рассчитаны точно быть не могут. Поэтому шероховатость обработанной поверхности определяется, как правило, экспериментально.

7.2.1. Влияние параметров процесса резания на шероховатость обработанной поверхности

Уменьшить искажение расчетного профиля неровностей обработанной поверхности можно теми же способами (изменением режимов резания, геометрии инструмента, введением СОТС и др.), которые уменьшают негативное влияние указанных выше факторов: т.е. пластической деформации, вибраций и трения в зоне резания, неровностей поверхностей режущих лезвий инструмента и нароста.

Наростообразование резко ухудшает шероховатость поверхности из-за неустойчивого состояния нароста. На обработанной поверхности остаются задиры и частички разрушенного нароста. Поэтому для улучшения шероховатости поверхности необходимо изменять условия резания с целью снижения наростообразования или выхода из температурной зоны, где оно происходит. Основными средствами по борьбе с наростом являются: увеличение переднего угла, повышение твердости обрабатываемого материала (термической обработкой или предварительным пластическим деформированием), применением СОТС, нанесением износостойких покрытий на поверхность инструмента или введением в зону резания высокочастотных колебаний.

Скорость резания на высоту неровностей влияет по-разному в зависимости от того, склонен или нет обрабатываемый материал к наростообразованию (рис. 7.8). Если материал не склонен к наростообразованию, то по мере увеличения скорости резания высота неровностей непрерывно уменьшается (рис. 7.8 а). Это связано с уменьшением объема пластической деформации и среднего коэффициента трения (см. формулу (3.38)). Влияние скорости резания в этом случае не особенно сильно, и ее нужно увеличить в десятки раз, чтобы получить ощутимое снижение шероховатости обработанной поверхности.

Если материал склонен к наростообразованию, то высота неровностей находится в прямой зависимости от высоты нароста (рис. 7.8 б). При увеличении скорости резания от V_1 до V_2 высота нароста растет, и из-за этого растет высота неровностей, достигая максимума при наибольшем развитии нароста. Дальнейшее увеличение скорости сопровождается уменьшением нароста, R_z также уменьшается. При скоростях резания больших, чем скорость V_3 , нарост исчезает, влияние скорости проявляется в чистом виде и высота неровностей непрерывно уменьшается. Таким образом, для получения низкой шероховатости обработанной поверхности необходимо работать со скоростями резания (температурными условиями), большими, чем скорость V_3 , соответствующая исчезновению нароста, или меньшими V_1 , когда он еще не появился.

Зависимость шероховатости от подачи приведена на рис. 7.9. Увеличение шероховатости с ростом подачи выше S_1 объясняется увеличением высоты расчетных неровностей и остаточного сечения срезаемого слоя (см. рис. 1.30 и рис. 7.7). Однако при подачах меньше S_1 шероховатость опять растет. Это связано с тем, что значение уменьшающейся толщины срезаемого слоя оказывается соизмеримым с радиусом округления режущей кромки r , и процесс стружкообразования в таких условиях становится неустойчивым, вследствие чего воз-

растают степень пластической деформации, силы трения на задней поверхности и высота микронеровностей.

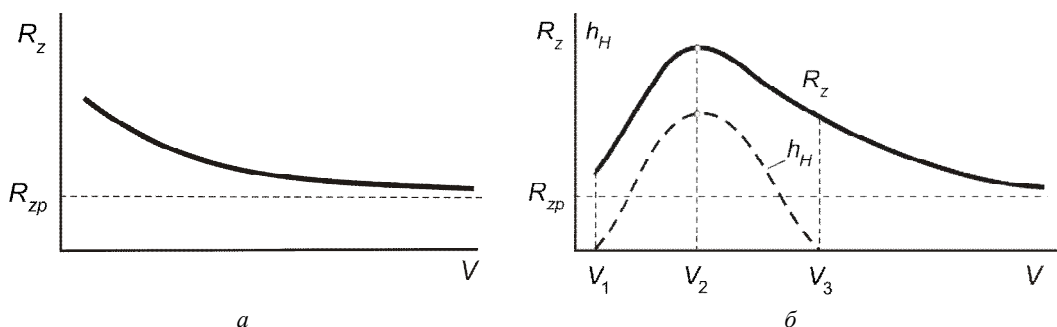


Рисунок 7.8 – Схема влияния скорости резания на высоту микронеровностей R_z при обработке материала, не склонного к наростообразованию (а), и материала, склонного к наростообразованию (б)

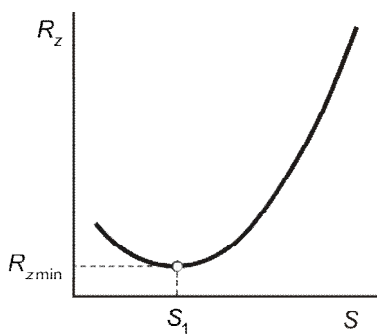


Рисунок 7.9 – Зависимость высоты неровностей R_z от подачи S

Глубина резания (ширина срезаемого слоя) на высоту неровностей значительного влияния не оказывает.

Изнашивание инструмента в большинстве случаев также приводит к росту высоты микронеровностей из-за увеличения коэффициента трения на задней поверхности и пластических деформаций металла при его контакте с площадкой износа на задней поверхности.

При операциях шлифования, полирования и доводки поверхностная пластическая деформация от действия множества зерен способствует получению фактических неровностей, меньших по величине по сравнению с неровностями, возникающими как геометрические следы движущихся режущих лезвий (абразивных зерен). Здесь при определенных условиях имеет место выглаживания поверхности.

На шероховатость обработанной поверхности существенное влияние оказывает **жесткость технологической упругой системы** резания. Известно, что шероховатость резко увеличивается в связи с возникновением вибраций в процессе обработки.

При особо точных, чистовых операциях иногда возникает необходимость учета субмикрogeометрии поверхности, которая может формироваться микронеровностями режущей кромки инструмента (рис. 7.10).

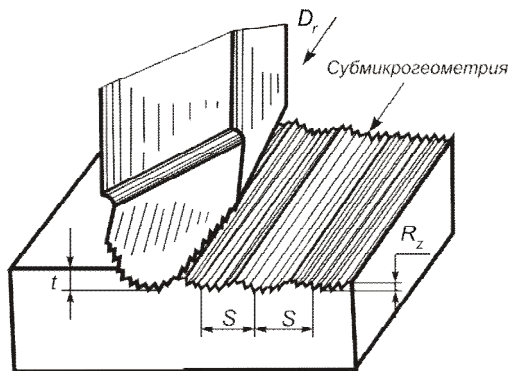


Рисунок 7.10 – Формирование субмикрogeометрии поверхности при строгании

7.3. Формирование физико-механических свойств материала поверхностного слоя

Тонкий поверхностный слой деталей машин имеет иные механические, физические и химические свойства и напряженное состояние, чем в глубинной части металла. Глубина поверхностного слоя в зависимости от вида обработки находится в пределах от нескольких десятитысячных до сотых и десятых долей миллиметра и оказывает большое влияние на работоспособность деталей машин. Отличие свойств тонких поверхностных слоев от свойств сердцевины обусловлено суммарным влиянием механических, тепловых и физико-химических воздействий на поверхность металла при обработке резанием.

7.3.1. Упрочнение поверхностного слоя

При резании пластичных материалов под действием силовых нагрузок в зоне стружкообразования и на площадке контакта с задней поверхностью происходят интенсивные пластические деформации, которые вызывают наклеп обработанной поверхности, за счет чего она упрочняется, повышается ее микротвердость и снижается пластичность. Одновременно с упрочнением в результате выделенного при пластической деформации тепла в материале происходят процессы отпуска, вызывающие явление снижения твердости и разупрочнения.

Конечное состояние поверхностного слоя определяется соотношением процессов упрочнения и разупрочнения, зависящих от преобладания в зоне резания силового или теплового фактора. В связи с этим всякое изменение режимов резания, вызывающее увеличение усилий резания и степени пластической деформации, ведет к повышению степени наклепа. Увеличение продолжительности их воздействия на поверхностный слой приводит к увеличению глубины распространения наклепа.

Изменение режимов, приводящее к увеличению количества теплоты в зоне резания и увеличивающее продолжительность теплового воздействия, усиливает интенсивность отпуска, снимающего наклеп поверхностного слоя.

Степень наклепа N в процессе обработки определяется отношением возросшей микротвердости металла поверхностного слоя $H_{\text{п}}$ к микротвердости основного металла или сердцевины $H_{\text{с}}$, %:

$$N = \frac{(H_{\text{п}} - H_{\text{с}})}{H_{\text{с}}} 100 \, \%. .$$

Для определения глубины наклепанного слоя обработанную поверхность срезают наклонно по плоскости (косой шлиф) и измеряют микротвердость поверхности вдоль этого косого шлифа (рис. 7.11 а). Глубина наклепанного слоя h определяется через расстояние от точки A до точки B , где микротвердость становится исходной (рис. 7.11 б):

$$h = AB \sin \alpha .$$

Глубина наклепа изменяется в диапазоне от 0,4...0,5 мм при черновом точении, до 0,07...0,09 мм – при чистовом и до 0,04...0,06 мм – при шлифовании. Степень наклепа отли-

чается для различных материалов в диапазоне от 20...30% для твердой стали, до 90...100% – для алюминия.

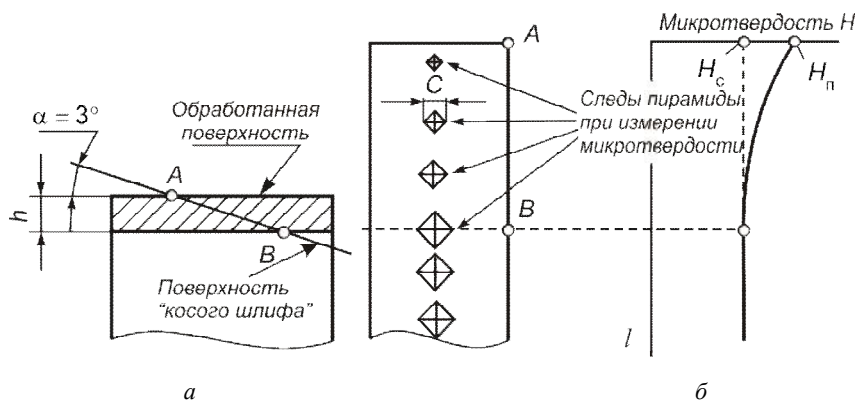


Рисунок 7.11 – Определение степени и глубины наклепа методом измерения микротвердости на косом шлифе

Влияние подачи и скорости резания на степень наклепа N и глубину наклепанного слоя h приведены на рис 7.12. Увеличение подачи приводит к увеличению как степени, так и глубины наклепанного слоя, а увеличение скорости резания приводит к снижению этих характеристик. Приведенные кривые показывают, что в первом случае доминирующим является силовой фактор, а во втором температурный. Повышение износа инструмента увеличивает степень наклепа и глубину наклепанного слоя.

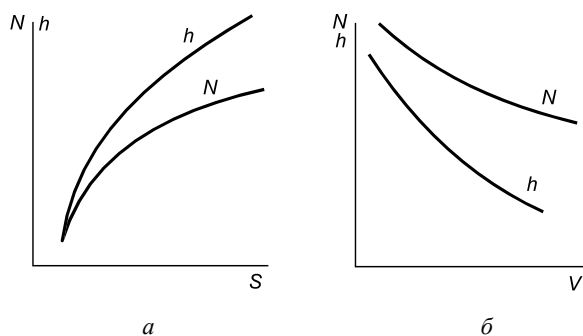


Рисунок 7.12 – Зависимость степени наклепа N и глубины наклепа h от подачи (а) и скорости (б) при точении

7.3.2. Формирование остаточных напряжений

Остаточными называют напряжения в поверхностном слое деталей, которые возникают в ходе какой-либо обработки и существуют при отсутствии каких-либо других внешних воздействий, например, температурных или силовых.

По признаку протяженности силового поля различают:

- **макронапряжения** (напряжения 1-го рода), охватывающие области, соизмеримые с размерами детали;
- **микронапряжения** (напряжения 2-го рода), распространяющиеся на отдельные зерна металла или на группы зерен;
- **субмикронапряжения** (напряжения 3-го рода), относящиеся к искажениям атомной решетки кристалла.

Говоря об остаточных напряжениях в поверхностном слое детали, подразумевают только макронапряжения (1-го рода).

Основными причинами возникновения макронапряжений являются неоднородность пластической деформации и локальный характер нагрева металла поверхностного слоя, а при наличии фазовых превращений – и разность объемов возникающих структур. В зависимости от условий резания напряженное состояние поверхностного слоя будет определяться либо доминирующим влиянием одного из указанных факторов, либо совместным их действием.

Механизм возникновения макронапряжений при обработке резанием заключается в следующем. При перемещении инструмента вследствие трения между его задней и вновь обрабатываемой поверхностью детали верхние слои последней подвергаются пластической деформации растяжения, а слои металла, лежащие ниже, растягиваются упруго. После прохождения лезвия упруго растянутые внутренние слои стремятся вернуться в исходное положение, но этому препятствуют наружные пластически деформированные слои. В результате верхние слои оказываются сжатыми, а внутренние – частично растянутыми.

С другой стороны, поверхностные слои металла, нагреваясь в процессе резания, стремятся удлиниться, однако этому препятствуют более холодные внутренние слои, следовательно, первые подвергаются сжатию, а вторые – растяжению. При более интенсивном нагреве напряжения на поверхности превзойдут предел текучести, что вызовет дополнительную пластическую деформацию сжатия верхних слоев металла и перераспределение макронапряжений. Во время последующего охлаждения внешние слои стремятся укоротиться, но не до первоначальной длины, а больше (на величину их пластического сжатия), чему будут препятствовать упруго напряженные внутренние слои. В результате этого во внешних слоях возникнут напряжения растяжения, а во внутренних – напряжения сжатия.

Таким образом, в зависимости от условий обработки резанием доминирующим может быть или механический фактор, и тогда в приповерхностных объемах возникнут макронапряжения сжатия, или тепловой фактор, и тогда в приповерхностных объемах возникнут макронапряжения растяжения.

Приведенная схема будет нарушена, если процесс резания сопровождается фазовыми превращениями, являющимися иногда более сильным источником макронапряжений в поверхностных слоях, чем механический и тепловой факторы.

При резании лезвийным инструментом (точении, фрезеровании, сверлении и т.п.) остаточные напряжения образуются главным образом под действием силового поля. Температура резания имеет второстепенное значение. При обработке хрупких материалов остаточные напряжения сжимающие, а при обработке пластичных материалов чаще всего – растягивающие.

На рис. 7.13 представлена эпюра изменения остаточных напряжений в зависимости от глубины залегания / при обработке большинства пластичных материалов [7].

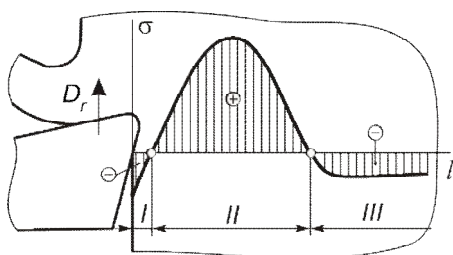


Рисунок 7.13 – Эпюра изменения остаточных напряжений по глубине поверхностного слоя

В очень тонком слое толщиной $0,001...0,004$ мм (зона I) действуют сжимающие напряжения величиной $150...200$ МПа. В зоне II, протяженность которой зависит от режима резания и переднего угла инструмента, действуют растягивающие напряжения величиной $300...400$ МПа (конструкционные стали) и $700...900$ МПа (нержавеющие и жаропрочные стали). Протяженность зоны II в 10 раз и более превосходит протяженность зоны I и поэтому состояние поверхностного слоя определяют характер и величина напряжений в зоне II.

В зоне III, уравнивающей действие остаточных напряжений первых двух зон, – напряжения сжимающие (величина этих напряжений $20...60$ МПа – для конструкционных сталей и $200...300$ МПа – для труднообрабатываемых материалов).

Величина и глубина залегания остаточных напряжений зависят от переднего угла инструмента, подачи (толщины срезаемого слоя), скорости резания, степени износа инструмента. Принципиальное влияние S , V и γ на величину тангенциальных напряжений σ и глубину их залегания l представлено на рис. 7.14 [4].

При увеличении скорости резания абсолютная величина растягивающих остаточных напряжений увеличивается, но глубина их залегания уменьшается (рис.7.14 б).

При скоростях резания $V > 150...170$ м/мин образование поверхностного слоя при обработке углеродистой стали стабилизируется и скорость резания перестает оказывать влияние на остаточные напряжения.

Рост подачи также увеличивает величину растягивающих напряжений, но при этом несколько растет и глубина их залегания (рис.7.14 а).

При переходе от положительных передних углов к отрицательным до значений $\gamma = -15^\circ$ растягивающие напряжения резко уменьшаются, но одновременно увеличивается глубина их залегания (рис. 7.14 в). Поэтому одним из средств создания сжимающих напряжений в поверхностном слое является использование отрицательных передних углов и увеличенного радиуса округления режущей кромки – ρ .

С увеличением износа инструмента наблюдается увеличение как величины растягивающих остаточных напряжений, так и глубины их залегания.

При высокотемпературном режиме (шлифовании) остаточные напряжения образуются вследствие высокой температуры поверхностного слоя и являются всегда растягивающими.

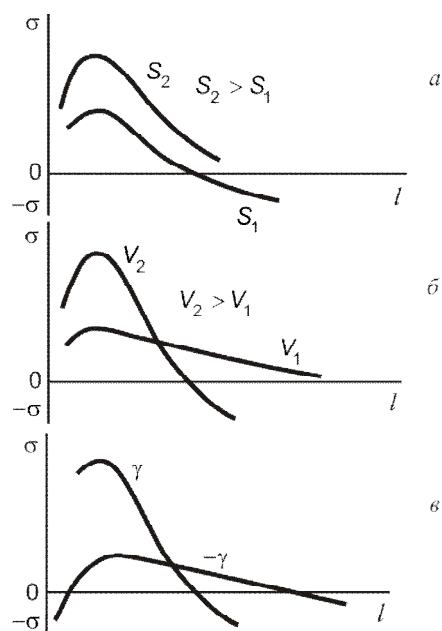


Рисунок 7.14 – Схема влияния подачи S , скорости резания V и переднего угла γ на величину и глубину залегания остаточных напряжений [7]

7.3.3. Структурно-фазовые изменения в материале изделия

При обработке деталей в результате действия высоких температур в поверхностном слое могут происходить структурные изменения, которые приводят к вторичной закалке и образованию поверхностного слоя повышенной твердости по сравнению с основной структурой металла. С другой стороны, при обработке закаленных металлов под действием температур могут происходить процессы отпуска, снижающие исходную твердость материала.

Так, например, при шлифовании стали ШХ15 и других высоколегированных закаленных сталей в результате вторичной закалки образуется поверхностный слой, имеющий аустенитно-мартенситную структуру. Этот слаботравящийся белый слой имеет повышенную, по сравнению с основным металлом, твердость и хрупкость. Ниже этого слоя лежит переходная зона со структурой, состоящей из троостита или сорбита и имеющей твердость ниже исходной.

Повышенную твердость и хрупкость белого поверхностного слоя обуславливают особенности его структуры. Она отличается от структуры стали после обычной закалки повышенным содержанием остаточного аустенита (до 80%) и увеличенным значением параметра кристаллической решетки.

Структурные превращения, связанные с перестройкой и изменением размеров кристаллической решетки, вносят значительные изменения в напряженное состояние поверхностного слоя. Иногда напряжения достигают таких значений, при которых появляются поверхностные трещины [11].

7.3.4. Изменение химического состава материала поверхностного слоя

Перестройке и изменению размеров кристаллической решетки могут способствовать диффузионные процессы. Определенный уровень характеристик процесса, прежде всего силовых и температурных, могут активизировать диффузию химических элементов и тем самым предопределять возникновение градиента их содержания в приповерхностном слое. В соответствии с общим уравнением диффузии Фика, факторами, побуждающими диффузионное перераспределение химических элементов, являются градиент температуры, градиент упругой деформации и градиент их концентрации:

$$\frac{\partial q}{\partial t} = D_C \frac{\partial C}{\partial x} - D_T \frac{\partial T}{\partial x} - D_\varepsilon \frac{\partial \varepsilon}{\partial x},$$

где q – количество углерода, продиффундировавшего через единицу площади; t – время действия факторов, побуждающих диффузию; D_C , D_T , D_ε – соответственно коэффициенты диффузии химического элемента, побуждаемой градиентами концентрации, температуры, деформации. Это можно иллюстрировать на примере алмазного шлифования стали 170Х6Ф4М и быстрорежущей стали Р18 (рис. 7.15).

В зависимости от условий шлифования содержание углерода повышается до $m_1 = 1,7\text{--}2,3\%$ при исходном состоянии $m = 0,7\text{--}0,8\%$.

Рентгеноструктурные исследования приповерхностного слоя стали Р18 после алмазного шлифования обнаружили повышенное содержание макродисперсных карбидов при одно-

временном увеличении количества аустенита, для чего необходимо поступление дополнительного количества углерода [14].

Спектральный анализ показал, что по глубине поверхностного слоя содержание углерода не одинаково: приповерхностные слои обогащаются углеродом m_1 , а нижележащие обедняются m_2 . При этом $m_1 \geq m_2$, $m_2 < m$. Количество углерода в обогащенных слоях превышает количество диффундированного углерода из глубинных слоев m_2 . Это дает основание утверждать, что приток атомов углерода в зону m_1 происходит не только за счет объемов обрабатываемых материалов (зона m_2), но и за счет атомов углерода, перешедших из алмазных зерен шлифовального круга.

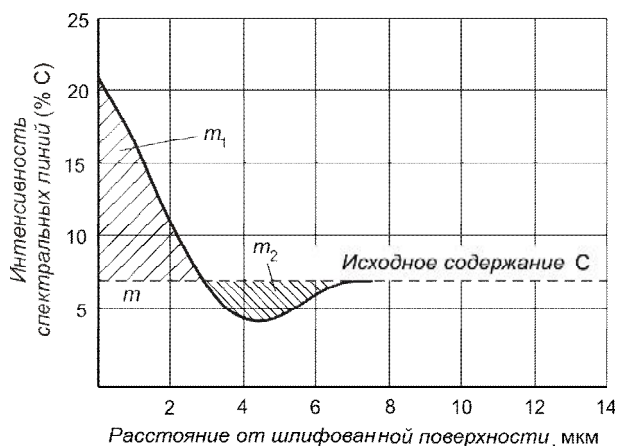


Рисунок 7.15 – Распределение углерода по глубине поверхностного слоя стали 170Х6Ф4М после алмазного шлифования: $V_{кр} = 38$ м/с; $S_{пол} = 0,02$ мм/дв. ход; $S_{пр} = 1$ м/мин

7.4. Влияние основных показателей качества на эксплуатационные свойства деталей

Важнейшими эксплуатационными характеристиками деталей машин являются износостойкость и сопротивление усталости.

Износостойкость определяет сопротивление поверхности детали изнашиванию (т.е. микроразрушению в виде отдельных частиц) в процессе эксплуатации.

Сопротивление усталости характеризует способность детали противостоять многократно повторяющимся знакопеременным нагрузкам в процессе эксплуатации. Недостаточное сопротивление усталости приводит к интенсивному зарождению и развитию трещин и быстрой поломке деталей.

Условия эксплуатации деталей разнообразны, в связи с чем к ним предъявляют дополнительные требования, такие как коррозионная стойкость, отражательная способность, электрические, магнитные, эстетические свойства и т.д.

При конструировании и в процессе изготовления деталей важно знать, как влияют характеристики поверхностей и поверхностного слоя деталей на их эксплуатационные свойства.

7.4.1. Влияние шероховатости

Шероховатость оказывает большое влияние на износостойкость контактируемых деталей. Установлено, что для каждой пары трущихся поверхностей существует оптимальная величина шероховатости, которая зависит от условий нагружения контакта. В случаях, когда

исходная шероховатость больше оптимальной, в процессе эксплуатации некоторое время (время приработки) наблюдается повышенный износ контактирующих поверхностей до тех пор, пока шероховатость не достигает оптимальной величины и топографии, соответствующей минимальной интенсивности изнашивания (рис. 7.16).

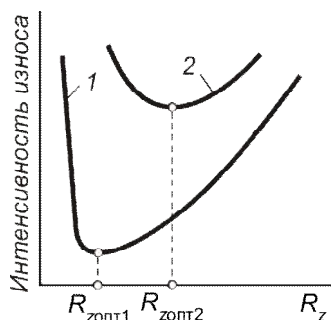


Рисунок 7.16 – Схема влияния высоты неровностей R_z на износ в зависимости от условий работы пары трения:
1 – легкие условия;
2 – тяжелые условия

Существование оптимальной шероховатости объясняется следующими обстоятельствами. При наличии на трущихся поверхностях неровностей, высота которых превышает оптимальные значения, возрастают механическое зацепление, их скалывание и срезание, в результате чего происходит повышенное изнашивание деталей. При высоте неровностей, меньшей оптимального значения, на поверхности плохо удерживается смазка, изнашивание возрастает вследствие более плотного соприкосновения трущихся поверхностей, приводящего к молекулярному сцеплению и схватыванию.

Как отмечалось, оптимальная по износостойкости шероховатость поверхности деталей зависит от вида соединения и конкретных условий эксплуатации. Так, для рабочих поверхностей беговых дорожек подшипников качения оптимальная шероховатость $R_a = 0,04 \dots 0,08$ мкм, для зеркала цилиндров двигателей $R_a = 0,08 \dots 0,32$ мкм, для пальца в соединении с его

поршнем $R_a = 0,16 \dots 0,63$ мкм, для отверстия в бобышке поршня $R_a = 0,63 \dots 1,25$ мкм.

На интенсивность изнашивания деталей оказывает влияние не только высота, но и направление неровностей исходной шероховатости трущихся поверхностей.

При легких условиях работы и жидкостном трении лучшие результаты получают при совпадении направления следов неровностей с направлением перемещения трущихся деталей. В этих условиях имеет место большая площадь контакта поверхностей, разделенных слоем смазочного вещества.

При тяжелых условиях работы, когда давления значительны и смазка недостаточна, рекомендуется создавать на поверхностях пересекающиеся следы неровностей, при которых не происходит полного выдавливания смазочного материала, уменьшается вероятность схватывания и появления задиров.

Сопротивление усталости деталей существенно зависит от шероховатости поверхностей. Усталостному разрушению металла способствуют отдельные дефекты и неровности на поверхности детали, которые являются источниками концентрации напряжений. При грубой обработке, когда на поверхности имеются глубокие риски, последние выступают в роли первичных очагов концентрации напряжений. Во впадинах неровностей при циклических и знакопеременных нагрузках возникают субмикроскопические трещины, которые в дальнейшем разрастаются и приводят к образованию усталостных трещин и разрушению детали. Имеется общая закономерность, показывающая, что сопротивление усталости выше у деталей, поверхности которых имеют меньшую высоту микронеровностей.

Коррозионная стойкость с уменьшением шероховатости повышается. Чем грубее шероховатость, тем больше на ней впадин и глубоких рисков, на дне которых концентрируются

ся и собираются корродирующие вещества, и поэтому здесь коррозия поверхности происходит интенсивнее.

7.4.2. Влияние упрочнения (микротвердости) поверхностного слоя

Повышение микротвердости (степени наклепа) приводит к повышению износостойкости. Причем микротвердость, так же как и шероховатость имеет свое оптимальное значение, которое формируется в процессе эксплуатации пары трения.

Упрочнение поверхностного слоя оказывает большое влияние на сопротивление усталости деталей машин. При этом наклепанный слой препятствует развитию существующих и возникновению новых усталостных трещин. Возникновение новых усталостных трещин в деталях с наклепанным поверхностным слоем происходит под этим слоем, и развитие их наблюдается при более высоких напряжениях и большем числе циклов нагружения по сравнению с деталями, не имеющими наклепа. Следовательно, наклепанный слой уменьшает интенсивность влияния всевозможных геометрических и структурных концентраторов напряжений, повышая тем самым сопротивление усталости.

Однако наклеп поверхности от предыдущего прохода механической обработки оказывает негативное влияние на износ и стойкость инструмента, выполняющего последующую обработку. *Поэтому глубина резания при чистовой обработке назначается таким образом, чтобы режущее лезвие работало из-под наклепанного слоя.*

Наклеп поверхностного слоя деталей при механической обработке снижает в большинстве случаев их коррозионную стойкость. При пластическом деформировании поликристаллического металла в нем создаются микронеоднородности, способствующие возникновению большого количества гальванических микроэлементов. В результате неоднородного деформирования зерен металла энергия накопления повышается неравномерно и по-разному изменяется электродный потенциал. Ферритные зерна как более наклепанные становятся анодами, а менее наклепанные перлитные зерна – катодами. При этом ускоряется адсорбция и более интенсивно развиваются коррозионные и диффузионные процессы [5].

7.4.3. Влияние остаточных напряжений

В настоящее время установлено, что остаточные напряжения в поверхностном слое деталей независимо от их знака не оказывают заметного влияния на износостойкость деталей при трении. Объясняется это тем, что в процессе трения происходит интенсивное пластическое деформирование трущихся поверхностей. Остаточные напряжения, созданные механической обработкой, снимаются в начальном периоде изнашивания, а затем в процессе трения постепенно возникают остаточные напряжения сжатия, которые не зависят от остаточных напряжений в поверхностном слое металла, действовавших до начала трения.

Наиболее заметное влияние остаточные напряжения оказывают на сопротивление деталей усталости. Исследования показывают, что сжимающие напряжения повышают предел выносливости, а растягивающие – уменьшают его. Имеются данные о том, что сжимающие остаточные напряжения в поверхностных слоях деталей повышают также надежность соединений с натягом. Нагревание деталей до сравнительно невысоких температур приводит к ре-

лаксации остаточных напряжений и тогда они уже не оказывают влияния на предел выносливости.

7.4.4. Влияние структуры поверхностного слоя

Изменение структуры оказывает значительное влияние на работоспособность контактной поверхности детали. Белый нетравящийся слой вторичной закалки имеет повышенную твердость, поэтому достаточно хорошо работает в условиях изнашивания. Но при циклических воздействиях контактных нагрузок белый слой склонен к образованию усталостных выкрашиваний.

В связи с отмеченной особенностью оценка роли белого поверхностного слоя может быть дана с учетом эксплуатационных требований к детали.

В деталях, подвергаемых контактному циклическому нагружению, образующийся после шлифования белый поверхностный слой должен быть удален на финишных операциях. Если же детали работают на истирание, с целью увеличения их износостойкости белый поверхностный слой должен быть сохранен.

При шлифовании деталей под действием высоких температур может происходить не только равномерная вторичная закалка, но и местные фазовые и структурные превращения. Они проявляются в форме отдельных прижогов и сопровождаются изменением цвета участков поверхности обработанной детали [11].

Структурные изменения в местах прижогов приводят к локальному объемному изменению, вызывающему появление внутренних неодинаковых напряжений разных знаков. Если напряжения превышают временное сопротивление металла на разрыв, происходит разрыв поверхностного слоя детали в центре или на границах участка прижога, т.е. в месте наибольшей концентрации внутренних напряжений. Появление трещин на поверхности детали резко снижает сопротивление усталости. Участки мягкого отпущенного металла имеют пониженную износостойкость, в результате чего наблюдается неравномерное изнашивание деталей.

Вопросы для самопроверки

1. Назовите основные показатели качества обработки деталей.
2. От каких факторов зависит расчетная величина микронеровностей R_{zp} ?
3. Почему наблюдается несоответствие расчетного и действительного профиля поверхности детали?
4. Как режимы резания влияют на шероховатость поверхности?
5. Охарактеризуйте роль силового и теплового факторов в формировании упрочнения поверхностного слоя.
6. Каковы причины возникновения остаточных напряжений?
7. Почему возникают структурные изменения в поверхностном слое?
8. Назовите важнейшие эксплуатационные характеристики деталей.
9. Охарактеризуйте влияние шероховатости, упрочнения, остаточных напряжений и структурных изменений на эксплуатационные характеристики деталей.

Список литературы к разделу 7

1. Сулима А.М. Качество поверхностного слоя и усталостная прочность деталей из жаропрочных и титановых сплавов / А.М. Сулима, И.И. Евстигнеев. – М. : Машиностроение, 1974. – 256 с.
2. Исаев А.И. Микрогеометрия поверхности при токарной обработке / А.И. Исаев. – М. ; Л. : АН СССР, 1950. – 107 с.
3. Повышение выносливости и надежности деталей машин и механизмов / Кравченко Б.А., Папшев Д.Д., Колесников Б.И., Моренков Н.И. – Куйб. кн. изд-во, 1966. – 223 с.
4. Кравченко Б.А. Силы, остаточные напряжения и трение при резании металлов / Б.А. Кравченко. – Куйб. кн. изд-во, 1962. – 179 с.
5. Развитие науки о резании металлов / [Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н. и др.] ; под. ред. Н.Н. Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.
6. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
7. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
8. Вульф А.М. Резание металлов / А.М. Вульф. – М. : Машиностроение, 1973. – 496 с.
9. Панкин А.В. Обработка металлов резанием / А.В. Панкин. – М. : Машгиз, 1962. – 520 с.
10. Горелов В.М. Резание металлов / В.М. Горелов. – М. : Машгиз, 1959. – 256 с.
11. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес / А.А. Якимов. – Одесса : ОПИ, 2003. – 456 с.
12. Мазур Н.П. Общая методика определения расчетных неровностей поверхностей, обработанных методом огибания / Н.П. Мазур // Резание и инструмент: респ. межвед. научн.-техн. сборник. – Харьков : Вища школа ; ХГУ, 1984. – №31. – С. 75–82.
13. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В. Новикова. – Т. 5. Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.
14. Грабченко А.И. Изменение содержания углерода в поверхностном слое инструментальных сталей после алмазного и эльборового шлифования / А.И. Грабченко, В.Е. Маринчева // Резание и инструмент. – Харьков, 1971. – Вып. 4. – С. 78–81.

Раздел 8

ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ О СИСТЕМЕ РЕЗАНИЯ И ЕЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ

8.1. Понятие о системе резания

Процесс резания – это процесс взаимодействия режущего лезвия с материалом срезаемого слоя, который сопровождается отделением стружки и образованием новой поверхности. Стружкообразование, изнашивание режущего инструмента и создание новой поверхности на изделии, осуществляемые одновременно, составляют в совокупности некую целостность, названную М.И. Клушиным [1] системой резания (СР), которая в свою очередь является подсистемой замкнутой динамической системы станка (ДСС) – обрабатывающей системы (ОС) (рис. 8.1). Система резания как элемент ОС представляет собой сложную структуру, свойства которой определяются многими факторами: свойствами обрабатываемого и инструментального материалов, технологической среды, конструкцией инструмента и геометрией его лезвий, режимом резания, жесткостью элементов ДСС и т.п. СР является системой открытой и



Рисунок 8.1 – Взаимосвязь факторов состояния обрабатывающей системы X_i с показателями ее функционирования Y_i

плохо организованной. Это связано в первую очередь с тем, что процессы, в ней происходящие, определяются действием факторов, которые находятся в тесном взаимодействии и характеризуются многочисленными прямыми и обратными связями. Она не может быть расчленена на подсистемы одной физической природы, описываемые определенным множественным числом уравнений или показателей. Анализ показывает, что все процессы, происходящие при резании, являются результатом обмена энергией между СР и другими подсистемами ДСС (упругая система станка, трение в соединениях, электропривод), которые составляют эквивалентную упругую систему (см. рис. 8.1).

А.Н. Резников [2] показал, что система резания, названная им **рабочим процессом**, является составной частью технологической системы механической обработки резанием (ТС), которая представляет собой подсистему первого уровня (рис. 8.2) и включает в себя, кроме СР, заготовку, инструмент, оборудование, смазочно-охлаждающую технологическую среду, средства контроля и управления. Ее основной целью является выполнение технологического процесса (ТП), связанного с изменением размеров, формы и свойств поверхности и материала обрабатываемой заготовки. Таким образом, технологическая система механической обработки резанием является инструментом преобразования обрабатываемой (исходной) поверх-

ности с известными свойствами в обработанную с заданными свойствами. При этом, собственно, преобразование осуществляется системой резания, а другие компоненты ТС задают режим (условия) этого и обеспечивают подведение энергии к системе резания, определяя его результаты – технологические и экономические показатели процесса и качество обработанной поверхности.

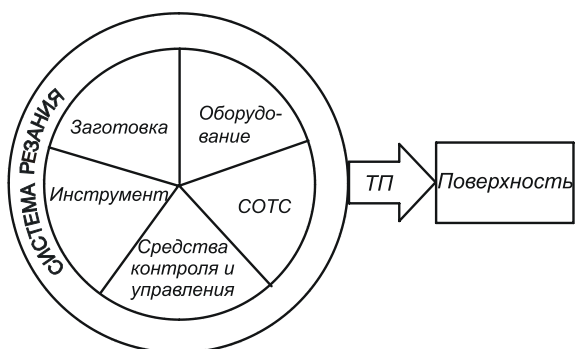


Рисунок 8.2 – Структурная схема технологической подсистемы первого уровня

можно измерять, но нельзя или нецелесообразно в момент практической реализации процесса изменять. Входными параметрами при механической обработке являются (рис. 8.3): заготовка (З) – материал, размеры, припуск на обработку, допуски на размеры и др.; обрабатывающая система – станок (Ст), приспособление (Пр), инструмент (Ин), технологическая среда (Тср), схема обработки (Сх) и др.

С точки зрения кибернетического анализа систему резания можно характеризовать как «*объект*» (*рабочий процесс*), на который извне влияет ряд факторов (параметров): входные; управляющие; возмущающие.

Входными принято называть параметры (факторы), значения которых

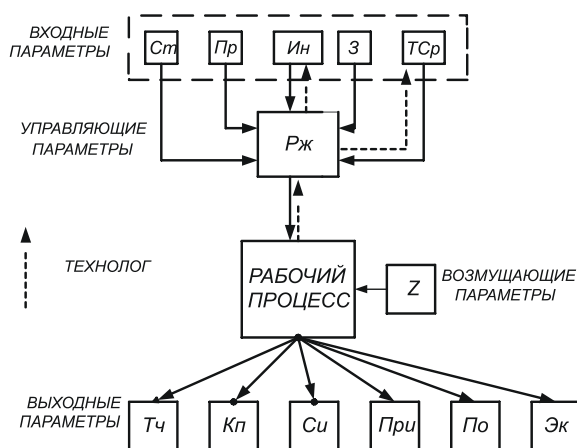


Рисунок 8.3 – Структурная схема технологической системы обработки резанием

Управляющими называют параметры, на которые можно влиять в соответствии с выбором разработчика (технолога) или, исходя из существующих требований, что позволяет управлять рабочим процессом (состоянием системы), например, режимом резания (Рж) как совокупностью значений V , S , t .

Возмущающими называются параметры, значения которых изменяются во времени случайно и которые, как правило, в момент практической реализации рабочего процесса не-

доступны для измерения (неравномерность припуска, неоднородность свойств обрабатываемого материала, высота нароста и т.п.).

Результатом суммарного влияния входных, управляющих и возмущающих факторов являются показатели состояния системы резания или значения **выходных** параметров. К ним при механической обработке относят: производительность обработки (По), точность обработанных поверхностей (Тч), стойкость (Си) и прочность (При) инструмента, качество поверхности (Кп), экономические показатели процесса (Эк) и др.

Часто входные и управляющие параметры называют первичными, а выходные – вторичными параметрами технологической системы обработки.

Первичные параметры задают:

- **конструктор** – материал обрабатываемой детали, ее размеры, необходимая точность обработки;
- **технолог** – обрабатывающая система (станок), приспособление, инструмент, технологическая среда, схема обработки, припуск на обработку и режим резания.

Входные параметры ТС определяют условия обработки (режим резания), рабочий процесс и ее выходные параметры. При этом режим резания играет роль регулятора, с помощью которого можно влиять на рабочий процесс для обеспечения оптимальных значений выходных параметров с учетом свойств подсистемы «деталь – обрабатывающая система».

Вторичные (выходные) параметры характеризуются технологическими показателями. Они определяются как результат влияния процесса резания, осуществляемого при заданной обрабатываемой системе, на заготовку (эксплуатационные характеристики детали, в том числе, достигнутая точность обработки и качество поверхности), инструмент (его стойкость и прочность), станок и приспособление. Эти параметры в значительной степени определяют производительность и экономичность обработки.

В общем случае процесс обработки резанием можно характеризовать совокупностью **заданных (требования обработки)** – обрабатываемый материал, производительность обработки, допуски размеров, формы и расположения поверхностей, параметры качества поверхности, затраты на обработку и др.), **выбранных (условия обработки)** и **случайных** (неравномерность припуска, неоднородность материала срезаемого слоя, нарост, состояние режущего инструмента – хрупкое разрушение режущей кромки, пластическая деформация режущего лезвия, размер площадки изнашивания и др.) **факторов**.

Обеспечения необходимой работоспособности и надежности инструмента, а, следовательно, и обрабатывающей системы в целом можно добиться оптимизацией (подбором) выбранных факторов (рис. 8.4) и в первую очередь: инструментального материала, конструктивных параметров инструмента, схемы резания, режимов резания, качества поверхностей лезвия, контактных процессов. При этом необходимо учитывать, что на уровне оптимальных значений выбираемых факторов существенное влияние оказывает динамическое состояние обрабатывающей системы

Стабильность получаемых значений вторичных параметров в последнее время становится одним из основных показателей метода обработки. Рассеивание этих значений обусловлено действием всех составляющих технологической системы и, в частности, нестабильностью таких физических характеристик обрабатываемого и инструментального материала, как плотность, прочность, пластичность и др.

Стабильность сил, температуры резания и других параметров при механической обработке имеет особенное значение при построении адаптивных обрабатывающих систем.

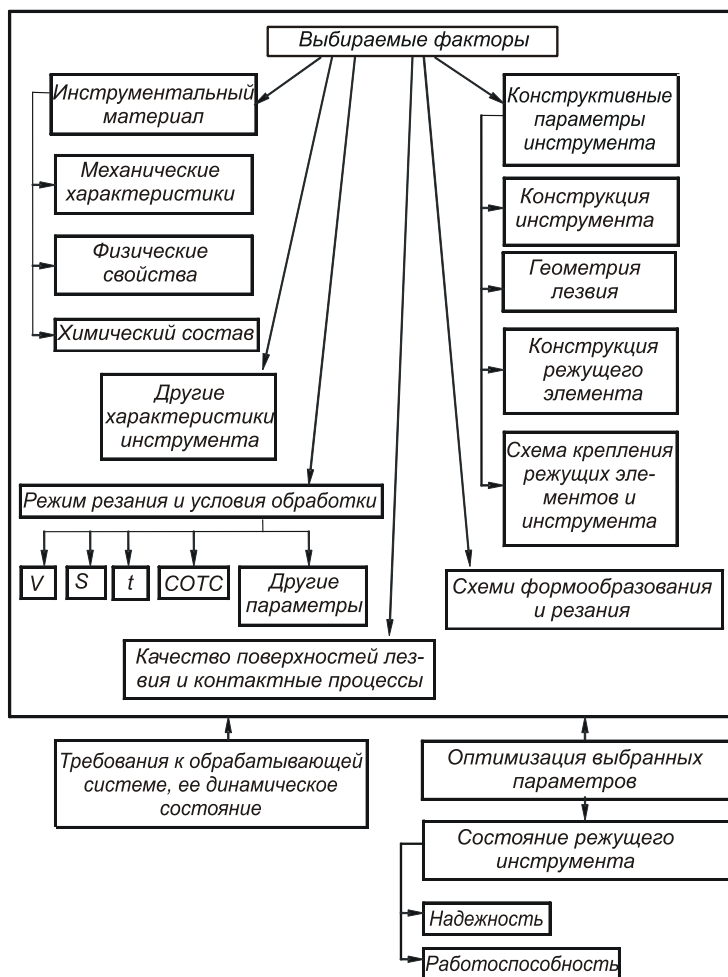


Рисунок 8.4 – Схема взаимосвязи факторов, которые определяют работоспособность и надежность обрабатывающей системы [3]

Таким образом, технологическая система обработки определяет взаимосвязь между первичными (входными) параметрами, рабочим процессом и вторичными (выходными) параметрами.

8.2. Рабочий процесс как физико-химическое взаимодействие элементов процесса резания

Система резания (рабочий процесс) представляет собой сложный комплекс взаимозависимых и взаимообусловленных явлений и процессов, которые сопровождают отделение от заготовки срезаемого слоя и формирования новой поверхности: относительное движение, упругие, пластические деформации и разрушение; стружкообразование, трение и адгезию на

рабочих поверхностях инструмента; теплообразование и теплоотвод; наростообразование; изнашивание инструмента; физико-химико-механические изменения обрабатываемого и инструментального материалов; электрические, химические, диффузионные и другие процессы.

Условия механического взаимодействия рабочих поверхностей лезвия инструмента с обрабатываемым материалом изучаются в разделе физики процесса резания на основе определения закономерностей упругих и пластических деформаций срезаемого слоя, а также его разрушения с учетом трения на контактных поверхностях инструмента. На основе этого строится схема процесса стружкообразования, находятся действующие напряжения, величины деформаций, силы, работа и мощность резания.

В термодинамике процесса резания рассматриваются закономерности преобразования подведенной энергии, которые сопровождаются поглощением и выделением теплоты, где наибольшее значение имеет превращение механической энергии в тепловую. Под воздействием возникающих при резании температур могут происходить структурные превращения и изменяться строение, физико-химические свойства обрабатываемого и инструментального материалов. Известно, что эти процессы могут влиять как на стойкость, надежность и долговечность инструмента, так и на качество обработанной поверхности.

При резании в условиях интенсивного трения протекают термоактивируемые процессы – адгезия (схватывание), диффузионные и химические процессы из-за образования в зоне отделения стружки химически чистых (ювенильных) поверхностей. Эти поверхности находятся в достаточно активном состоянии и, взаимодействуя с окружающей технологической средой, существенно влияют на процесс резания в результате изменения коэффициента трения и физико-химико-механического состояния поверхностей, что иногда ухудшает качество обработанной поверхности. Например, при обработке резанием заготовки из титанового сплава вследствие диффузии кислорода в обрабатываемый материал и его наводороживания происходит интенсивное образование окалины и охрупчивание материала поверхностного слоя детали.

Электромагнитные явления при резании обусловлены несколькими процессами, одним из которых является интенсивное нагревание зоны контакта инструмента с заготовкой, то есть образование «спая» двух разнородных металлов – термопары. В результате этого в замкнутой цепи «инструмент – заготовка» возникает термо-ЭДС.

Связи между элементами структурной схемы могут быть непосредственными или косвенными. Каждое из исследуемых явлений, действующих в процессе резания, может влиять как непосредственно, так и через изменение ряда других закономерностей, которые связывают два исследуемых параметра, то есть опосредствованно.

Таким образом, обработка резанием представляет собой комплекс физических (механических, тепловых, электрических) и химических процессов, объединенных между собой системой прямых и обратных связей, которые определяют как детерминированную, так и статистическую взаимосвязь первичных и вторичных параметров. Изучение и моделирование системы резания позволяет установить роль отдельных физических и химических явлений и в итоге получить основу для оптимизации процесса резания.

Вопросы для самореврки

1. Какую систему можно назвать системой резания? Назовите ее составляющие.
2. Охарактеризуйте систему резания как элемент обрабатывающей системы.

3. Охарактеризуйте взаимосвязь факторов состояния обрабатывающей системы с выгодными показателями ее функционирования.
4. Охарактеризуйте структурную схему технологической подсистемы первого уровня. Какое ее назначение?
5. Охарактеризуйте структурную схему технологической системы обработки резанием.
6. Какие факторы технологической системы называют входными? Приведите примеры.
7. Какие параметры технологической системы называют возмущающими? Приведите примеры.
8. Какие параметры технологической системы называют управляющими? Приведите примеры.
9. Какие параметры технологической системы называют выходными? Приведите примеры.
10. Какие параметры технологической системы называют первичными? Кто их задает?
11. Какие параметры технологической системы называют вторичными? Какими технологическими показателями они характеризуются?
12. Охарактеризуйте схему взаимосвязи факторов, которые определяют работоспособность и надежность обрабатывающей системы.
13. Что определяет технологическая система обработки?
14. Охарактеризуйте систему резания (рабочий процесс) как комплекс взаимозависимых и взаимообусловленных явлений и процессов, которые сопровождают отделение от заготовки срезаемого слоя и формирование новой поверхности
15. Перечислите явления и процессы, которые сопровождают отделение от заготовки срезаемого слоя и формирование новой поверхности.
16. Какие закономерности изучаются в физике процесса резания?
17. Какие закономерности рассматриваются в термодинамике процесса резания?
18. Какими процессами обусловлены электромагнитные явления при резании?
19. Охарактеризуйте технологическую систему обработки как комплекс физических (механических, тепловых, электрических) и химических процессов, объединенных между собой системой прямых и обратных связей.

Список литературы к разделу 8

1. Клушин М.И. Оптимизация условий резания на технологической операции / М.И. Клушин // Оптимизация технологических процессов механосборочного производства : сб. докладов Всесоюзной научн.-техн. конф. – М. : Станкин, 1978. – С. 17–23.
2. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологической системе / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1990. – 288 с.
3. Разработка научных основ и принципов практического применения нестационарных видов обработки резанием на базе попутного тангенциального точения : дисс... докт. техн. наук : спец. 05.03.01 : защищена 20.10.2000 : утв. 15.03.2001 / Залого Вильям Александрович. – Сумы; Харьков, 2000. – 327 с.

Раздел 9

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Определение режимов обработки резанием является важнейшей технико-экономической задачей в области машиностроения. Обычно она решается на основе двух подходов:

- определение режимов резания на основе приближенных расчетов с применением справочников;
- оптимизация режимов резания по какому-либо критерию оптимальности; оптимальность режимов резания может определяться производительностью, экономичностью или точностью обработки, качеством поверхностного слоя и эксплуатационной надежностью и долговечностью деталей машин.

Поскольку режим резания характеризуется тремя параметрами – скоростью резания, глубиной и подачей, то задача их определения одновременно предполагает решение вопроса о применяемом на данной операции режущем инструменте и оборудовании, на котором резание осуществляется.

Определение режимов резания может осуществляться тремя методами [18].

1. Экспериментальный метод. Проведением опытов (как правило, стойкостных) находят параметры режима резания, которые могут быть применены при выполнении данной операции. Вполне очевидно, что при данном методе найденный режим резания не будет оптимальным.

2. Использование накопленного опыта. При этом определение режимов резания может осуществляться двумя способами: выбор режимов резания с помощью нормативной справочной литературы (табличный способ) [11, 14] и расчет режимов резания с помощью эмпирических формул, которые являются результатом математической обработки данных накопленного опыта. Такой способ называется аналитическим [1, 5, 16, 17, 19, 20]. В то же время, накопленные данные (банки данных) не могут учитывать все возможные условия резания в конкретной операции, тем более при появлении новых обрабатываемых и инструментальных материалов, конструкций инструментов и др. Данный метод имеет низкую надежность оптимизации режимов обработки и требует отладки результатов расчета непосредственно на станке.

3. Расчет режимов резания с использованием теоретических (физических) прогнозирующих моделей процесса резания. Данный метод в перспективе будет наиболее общим и точным и позволит получить действительно оптимальные режимы резания.

9.1. Последовательность определения элементов режимов резания

Одной из наиболее важных задач является последовательность выбора (определения) скорости резания, подачи и глубины резания, которая позволяет получить наилучший результат. Например, в условиях серийного производства очень важной характеристикой является производительность обработки резанием Q , которая определяется объемом снимаемого материала за единицу времени:

$$Q = VSt.$$

Как видно из этой формулы, V , S и t влияют на производительность одинаково. Все равно, с чего начинать и какой параметр режима резания увеличивать. В то же время, как было показано ранее, V , S и t по-разному влияют на температуру резания, интенсивность износа и стойкость режущего инструмента (см. разд. 7). Это хорошо видно из формулы (7.14) для периода стойкости инструмента:

$$T = \frac{C_4}{V^{m_1} S^q t^p},$$

где $m_1 > q > p$.

Именно это соотношение как раз и показывает, что меньше всего на температуру резания и, следовательно, на интенсивность износа режущего инструмента влияет изменение глубины резания. Затем по порядку идет изменение подачи и больше всех на температуру и интенсивность износа влияет изменение скорости резания.

Поэтому при равном влиянии на производительность резания первым (максимально большим) должен назначаться тот параметр, увеличение которого мало сказывается на стойкости инструмента, т.е. глубина резания – t . Второй, исходя из этого принципа, назначается подача, а последней – определяется скорость резания. В некоторых случаях V и S назначаются одновременно (так называемая двухпараметрическая оптимизация) при выполнении всех накладываемых на S ограничений.

9.2. Общие методические указания для расчета режимов резания при точении, сверлении, фрезеровании

9.2.1. Исходные данные

Для расчета режима резания необходимы следующие исходные данные, выбираемые из чертежей заготовки и детали, а также с учетом особенностей обработки на данном оборудовании:

- 1) марка обрабатываемого материала и его прочностные характеристики: для сталей – предел прочности R_m или твердость HB (HRC), для чугунов – твердость HB; способ получения заготовки (штамповка, поковка, литье, прокат), состояние поверхности заготовки (литейная корка, окалина после горячей прокатки, штамповки и т.п.);
- 2) размеры заготовки и обработанной детали;
- 3) требуемая точность (квалитет) и шероховатость обработанной поверхности, свойства поверхностного слоя;
- 4) метод крепления заготовки: в патроне, в центрах, в патроне с поджатием свободного торца центром задней бабки (для станков токарной группы); на столе или в приспособлении (для сверлильных и фрезерных станков). Например, при точении жестких заготовок (т.е. при отношении длины заготовки к ее диаметру $L/d \leq 6$) крепление осуществляется в патроне, при обработке недостаточно жестких заготовок ($6 < L/d \leq 12$) – либо в двух центрах, либо в патроне и центре; при обработке нежестких заготовок ($L/d > 12$) – в центрах с установкой люнета.

9.2.2. Выбор оборудования

В зависимости от операции (точение, сверление, фрезерование) выбирается тип и модель станка [16]. Модель станка выбирается с учетом габаритных размеров заготовки и обрабатываемых поверхностей. Для проверочных расчетов режимов резания необходимы следующие паспортные данные станка:

- 1) ряд частот вращения шпинделя (при дискретном регулировании);
- 2) ряд подач (при дискретном регулировании);
- 3) наибольшее допустимое усилие подачи;
- 4) мощность привода главного движения;
- 5) КПД привода главного движения станка.

Указанные данные приводятся в паспортах станков, справочной и методической литературе, например, [10, 14, 13 и др.].

9.2.3. Выбор режущего инструмента

При обработке на современных станках рекомендуется использовать составные или сборные конструкции режущих инструментов, у которых изготавливают: рабочую (режущую) часть – из инструментального материала, крепежную – из обычных конструкционных материалов [12, 21]. Исключение составляют мелкоразмерные и слесарные инструменты, изготавливаемые цельными из инструментального материала, а также инструменты, выполняемые из углеродистых (ГОСТ 435-77) и легированных (ГОСТ 5950-73) инструментальных сталей.

Эксплуатационные и технологические свойства и рекомендуемые области применения наиболее распространенных быстрорежущих сталей приведены в [16].

Твердые сплавы в виде пластин соединяют с крепежной частью с помощью напайки или специальных высокотемпературных клеев. Многогранные твердосплавные и минералокерамические неперетачиваемые пластины закрепляют механическим способом [12, 16, 21]. Мелкоразмерные твердосплавные инструменты (концевые и дисковые фрезы, сверла, зенкеры, развертки и др.) изготавливают в виде припайваемых к хвостикам твердосплавных стержней, вставок и коронок, или цельными.

Марки твердых сплавов и рекомендуемые области их применения приведены в [8, 11, 15, 16, 17 и др.]. Оптимальную марку твердого сплава из рекомендуемых следует выбирать с учетом условий обработки на каждой конкретной операции. При этом предпочтение следует отдавать инструменту со сменными неперетачиваемыми пластинами, что позволяет применять более износостойкие твердые сплавы с покрытиями, которые эффективны для большинства распространенных видов обработки резанием конструкционных и низколегированных сталей и чугунов.

В современных условиях следует более широко применять инструменты из минералокерамики и оснащенные СТМ. Рекомендации по выбору формы и размеров сечения резцов и твердосплавных пластин, метода крепления пластин и геометрических параметров режущей части инструментов приведены в [8, 12, 16, 19, 21 и др.], а также в разд. 3.

Рекомендации по выбору инструментов и их геометрических параметров для обработки отверстий (сверл, зенкеров, разверток), плоских и фасонных поверхностей (концевых, дисковых и торцовых фрез) содержатся в [8, 15, 16, 17 и др.].

9.2.4. Назначение глубины резания

Поскольку глубина резания t менее всего влияет на стойкость инструмента, ее следует назначать возможно большей, чтобы срезать припуск за наименьшее число проходов. При черновой (предварительной) обработке назначают глубину резания, равную всему припуску на обработку или большей его части; при чистовой (окончательной) обработке – в зависимости от требований к точности размеров и шероховатости обработанной поверхности. Например, при точении [2, 16], если параметр шероховатости обработанной поверхности $R_a = 3,2$ мкм ($R_z = 40 \dots 20$ мкм) и точность $IT10$ – $IT11$, глубина резания рекомендуется $t = 0,5 \dots 2,0$ мм; а если $R_a = 0,8 \dots 2,5$ мкм и точность $IT8$ – $IT7$, то $t = 0,1 \dots 0,4$ мм.

Необходимо иметь в виду, что при работе на универсальных станках средней мощности (16K20, 6M12H, 6M82 и др.) даже при отсутствии ограничений по точности обработки максимальная глубина резания не должна превышать: при точении – $8 \dots 10$ мм, при фрезеровании цилиндрическими фрезами – $10 \dots 12$ мм, при фрезеровании торцовыми фрезами – $12 \dots 15$ мм [10]. Рекомендации по выбору глубины резания приведены в [9, 15, 17 и др.].

9.2.5. Расчет (выбор) периода стойкости инструмента

Во многих случаях период стойкости можно назначить согласно рекомендациям справочников [8, 15, 16, 17 и др.] в зависимости от характера выполняемой операции, инструментального материала, конструктивных элементов инструмента и т.п. Например, среднее значение периода стойкости при одноинструментной токарной обработке – $30 \dots 60$ мин. [16], при торцовом фрезеровании в зависимости от диаметра фрезы – $120 \dots 400$ мин. [16], при сверлении и рассверливании конструкционных сталей сверлами из быстрорежущей стали в зависимости от диаметра сверла $15 \dots 110$ мин, при сверлении чугуна – $20 \dots 170$ мин. [16].

При выборе периода стойкости могут быть два варианта:

- 1) принять большую величину T , редко переналаживать станок и перетачивать инструмент, но работать с малой скоростью, а, значит, с малой производительностью резания;
- 2) принять малую величину периода стойкости, работать с большой скоростью резания, но часто переналаживать станок и перетачивать инструмент; определить, какой из вариантов является более выгодным можно, только задавшись дополнительными критериями оптимизации.

9.2.6. Критерии оптимизации при определении режимов резания и назначении стойкости режущего инструмента

Определение оптимальных режимов резания может осуществляться исходя из следующих дополнительных критериев оптимизации:

- 1) минимум переменной доли себестоимости (так называемый экономический критерий) [1, 2, 3, 4 и др.];

- 2) максимум производительности обработки (по минимуму машинного времени) [1, 2];
- 3) максимум получаемой прибыли (с учетом состояния рынка производимых изделий) [6];
- 4) максимальное количество деталей, обработанных инструментом за один его период стойкости;
- 5) максимальное количество деталей, обработанных инструментом за полный срок его службы с учетом всех его переточек.

Эти критерии определяют значения соответствующих стойкостей: экономической стойкости, стойкости максимальной производительности и стойкости максимальной прибыли. Более детально этот вопрос рассмотрен в разд. 10.

Дальнейший расчет режимов резания может выполняться по нескольким вариантам.

9.2.7. Аналитический способ расчета режима резания

1. **Выбор подачи.** Значение подачи выбирается в зависимости от вида и условий обработки (черновая или чистовая), глубины резания и диаметра обработки по формулам или таблицам рекомендуемых значений подач из соответствующей нормативно-справочной литературы [2, 6, 11, 16, 17]. При этом обязательно учитываются технологические ограничения:

- при черновой обработке подача на оборот (подача на зуб при фрезеровании) устанавливается с учетом жесткости технологической станочной системы, прочности заготовки, способа ее крепления, прочности и жесткости рабочей и крепежной частей режущего инструмента, прочности механизма подачи станка, а также установленной глубины резания; из всех подач, определяемых этими условиями, выбирается минимальная;

- при чистовой обработке величину подачи необходимо согласовывать с заданной шероховатостью обработанной поверхности и качеством точности, учитывая при этом возможный прогиб детали под действием сил резания и погрешности геометрической формы обработанной поверхности [7, 16, 17]; как правило, для всех способов чистовой обработки регламентируется подача на оборот инструмента или заготовки.

Таблицы рекомендованных подач составлены для общих случаев, но в них приведены поправочные коэффициенты для конкретной операции (например, поправка на обрабатываемый материал и материал режущей части инструмента, на состояние обрабатываемой поверхности и др.).

После выбора нормативной подачи производят проверочные расчеты. Например, подачу, выбранную для чернового точения с заданной глубиной резания, проверяют по прочности механизма подачи станка. При этом определяют для данного перехода силу подачи и сопоставляют ее с силой, допускаемой механизмом подачи станка, которая указывается в его паспорте:

$$P_x = C_{Px} t^{x_{Px}} S^{y_{Px}} K_{Px} \leq P_{ст} \quad (9.1)$$

или

$$S_{д.ст} \leq [P_B / C_{Px} t^{x_{Px}} S^{y_{Px}} K_{Px}]^{\frac{1}{y_{Px}}} \quad (9.2)$$

Количество таких проверок может быть несколько. Если выбранная подача не удовлетворяет условиям прочности или жесткости, необходимо ее понизить до допустимой.

Следует отметить, что силу резания можно было бы уменьшить и уменьшением глубины резания, которая влияет на нее более значительно. Тем не менее, уменьшают именно подачу, так как при уменьшении глубины сразу появляется необходимость во втором проходе и возрастает время обработки. Кроме того, глубина резания только в малой степени влияет на изменение периода стойкости инструмента или допустимую скорость, тогда как при уменьшении подачи период стойкости или скорость возрастают более существенно.

Необходимо отметить, что на практике проверочные расчеты по формулам выполняются сравнительно редко ввиду их сложности. В случае необходимости используются таблицы предельно допустимых подач, приводимые в ряде справочников [16, 17 и др.], выбирая из рекомендуемых ими минимальную.

Если механизмом станка обеспечивается бесступенчатое регулирование подачи, для дальнейших расчетов принимается рекомендованное значение. В противном случае подача на оборот корректируется по паспортным данным станка. Принимается в качестве действительного ближайшее меньшее значение или большее, если оно не превышает рекомендованное, более чем на 5%.

2. Определение скорости резания и числа оборотов. По формулам, аналогичным (7.14), рассчитывается скорость резания в зависимости от вида обработки:

- при точении

$$V = \frac{C_V}{T^{m_V} S^{y_V} t^{x_V}} k_V, \quad (9.3)$$

где $k_V = k_{mV} k_{пV} k_{иV} k_{фV} k_{гV} k_{фпV}$. (два последних коэффициента учитываются лишь для инструментов из быстрорежущей стали); (при строгании используется та же формула, но вводится дополнительный коэффициент $k_{пр}$, который учитывает прерывистый характер обработки);

- при сверлении (параметр t не учитывается) и рассверливании

$$V = \frac{C_V D^{q_V}}{T^{m_V} S^{y_V} t^{x_V}} k_V, \quad (9.4)$$

где $k_V = k_{mV} k_{пV} k_{иV} k_{лV}$.

- при фрезеровании

$$V = \frac{C_V D^{q_V}}{T^{m_V} S_z^{y_V} t^{x_V} B^{u_V} Z^{P_V}} k_V, \quad (9.5)$$

где $k_V = k_{mV} k_{пV} k_{иV}$.

Затем по формуле $n = 1000 V / \pi D_{\max}$ – рассчитывается число оборотов n , которое корректируется по станку только в меньшую сторону и принимается в качестве действительного (D_{\max} – максимальный диаметр соответствующей поверхности. Например, для растачивания – диаметр отверстия детали, для обтачивания – диаметр заготовки).

После этого определяется действительная скорость резания. Если станок оснащен бесступенчатым регулированием числа оборотов шпинделя, принимается рекомендованное значение. Для операций фрезерования по формулам п. 2.1 определяют подачу на оборот и ми-

нутную подачу ($S = S_z \cdot z$ и $S_{\min} = Sn = S_z zn$), которую корректируют по паспортным данным коробки подач фрезерного станка (как правило, в меньшую сторону). Принятое значение S_{\min} используется для расчета действительной подачи на зуб фрезы:

$$S_{zd} = \frac{S_{\min}}{nz}.$$

3. **При черновой обработке** производится определение **силы и мощности** по степенным формулам [16, 17]:

$$\bullet \text{ при точении и фрезеровании} \quad - N_p = P_z V_d / (1000 \cdot 60), \quad (9.6)$$

где $P_z = 9,8 C_{P_z} t^{x_{P_z}} S^{y_{P_z}} z^{P_{P_z}} k_{P_z}$ – при точении ($k_{P_z} = k_{mP_z} k_{фP_z} k_{vP_z} k_{\lambda P_z} k_{rP_z}$);

$$P_z = \frac{9,8 C_{P_z} t^{x_{P_z}} S_{zd}^{y_{P_z}} B^{P_{P_z}} z^{P_{P_z}} k_{P_z}}{D^{q_{P_z}}} \quad - \text{при фрезеровании} \quad (k_{P_z} = k_{mP_z});$$

$$\bullet \text{ при сверлении и рассверливании} \quad - N_p = M_{кр} n_d / 9750, \quad (9.7)$$

где $M_{кр} = 9,8 C_m D^{x_m} S^{y_m} k_m$ и ($k_m = k_{mp}$).

Если окажется, что мощности электродвигателя станка, на котором должна производиться обработка, не достаточно (с учетом КПД станка), надо выбрать более мощный станок. Если это невозможно, необходимо уменьшить выбранные значения n (V) или S . Уменьшение n (V) является более выгодным, так как машинное время будет такое же, как и при уменьшении S , но зато период стойкости инструмента значительно возрастет.

4. **Определение машинного (основного) времени.** Машинное (основное) время тратится на непосредственное изменение размеров, формы, физико-химических свойств или внешнего вида обрабатываемой заготовки. При обработке на металлорежущих станках машинное время рассчитывается по формуле:

$$\tau_m = \frac{L_{p.x}}{S_{\min}} i, \quad (9.8)$$

где $L_{p.x}$ – расчетная длина рабочего хода инструмента в движении подачи, мм; i – число рабочих ходов инструмента (число проходов); S_{\min} – скорость движения подачи V_S (минутная подача), мм/мин.

Если при обработке регламентируется подача на оборот заготовки или инструмента, то формула (9.8) запишется в виде:

$$\tau_m = \frac{L_{p.x}}{nS} i.$$

Особенности расчета основного (машинного) времени обусловлены, главным образом, определением расчетной длины обработки (рис. 9.1):

$$L_{p.x} = l + l_{вр} + l_{п} + l_{пв}, \quad (9.9)$$

где l – длина обрабатываемой поверхности; $l_{вр}$ – величина врезания и $l_{п}$ – величина перебега инструмента. В некоторых случаях при обработке на автоматизированном оборудовании добавляется гарантированная величина $l_{пв}$ подвода инструмента с механической подачей. Для ручного подвода $l_{пв} = 0$.

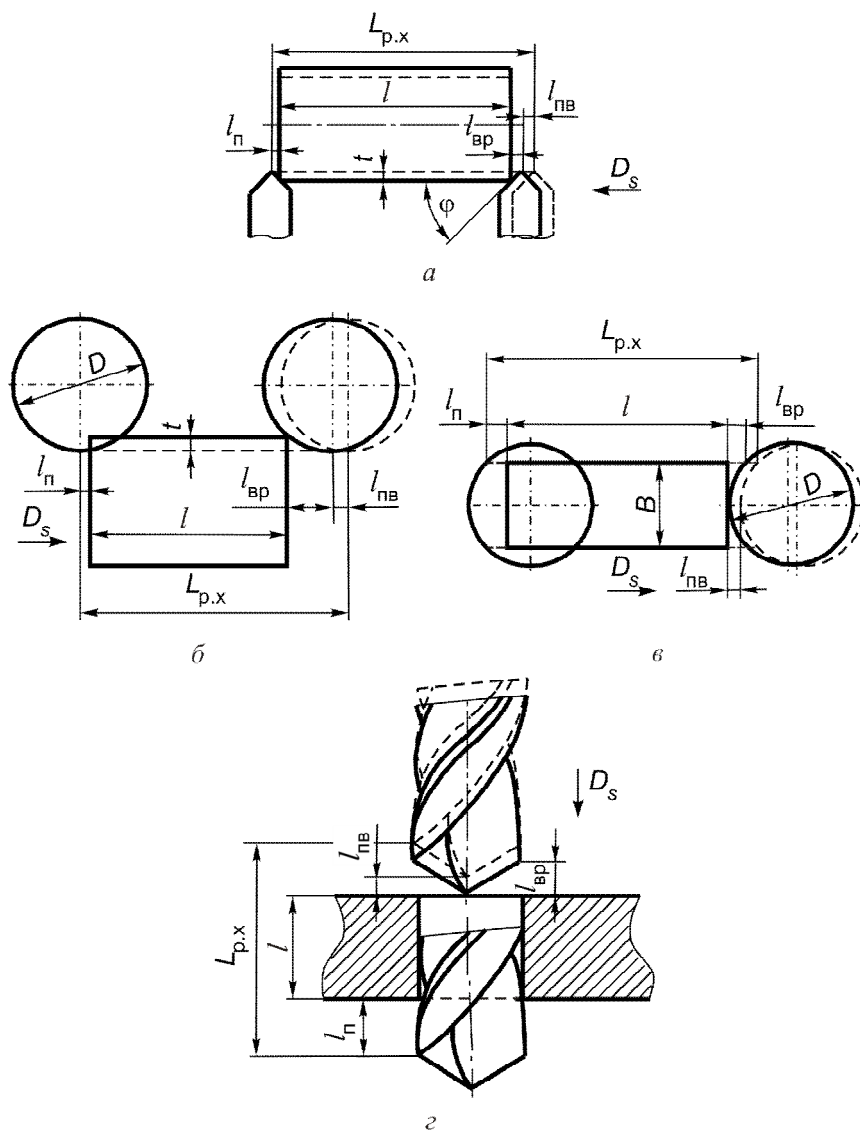


Рисунок 9.1 – Схемы для определения рабочего хода инструмента при точении (а), фрезеровании (б, в) и сверлении (з)

Значения $l_{\text{вр}}$, $l_{\text{п}}$ и $l_{\text{пв}}$ выбирают по нормативным таблицам [14] или расчетом. В последнем случае значения $l_{\text{вр}}$ для различных видов обработки рассчитываются по формулам:

- точение, рассверливание, зенкерование (рис. 9.1 а):

$$l_{\text{вр}} = t / \operatorname{tg} \varphi ; \quad (9.10)$$

- цилиндрическое фрезерование (рис. 9.1 б):

$$l_{\text{вр}} = \sqrt{t(D-t)} ; \quad (9.11)$$

- торцевое симметричное фрезерование (рис. 9.1 в):

$$l_{\text{вр}} = 0,5 \left(D - \sqrt{D^2 - B^2} \right) ; \quad (9.12)$$

- сверление (рис. 9.1 г)

$$l_{\text{вр}} = 0,5D / \operatorname{tg} \varphi , \quad (9.13)$$

где D – диаметр фрезы или сверла, мм; B – ширина фрезерования, мм

Величина перебега принимается в общем 2...3 мм, кроме специальных случаев обработки:

- при обработке в упор или сверлении глухого отверстия принимают $l_{\text{п}} = 0$;
- при чистовом торцевом фрезеровании – $l_{\text{п}} = D + (2...5)$, мм.

9.2.8. Табличный способ расчета режима резания

Аналитический способ определения оптимальных режимов резания для каждой операции весьма трудоемок и в настоящее время реализуется преимущественно на ЭВМ. Табличный способ решения этой задачи появился ранее других способов в виде рекомендаций оптимальных с точки зрения опытных специалистов режимов резания. Анализ показал, что практически все предприятия в повседневной работе используют сборники нормативов, в частности [11, 14]. В этих сборниках эмпирические формулы, в том числе и нестепенные зависимости, представляются в виде таблиц, составленных для различных комбинаций обрабатываемого и инструментального материалов с учетом переменных, дополнительно влияющих на процесс резания. Принцип назначения режимов резания по таблицам тот же, что и при расчете по эмпирическим формулам, но более прост с точки зрения вычислительных процедур и более громоздок с точки зрения накопления и хранения информации, необходимой для выбора режима обработки, и недостаточно гибок при назначении режимов резания для новых или специфичных производственных условий.

Использование на производстве для расчета режимов резания и норм времени с учетом централизованно разработанных нормативов позволяет значительно сократить разноречивость в нормах и заработной плате и обеспечить приблизительно одинаковый уровень напряженности норм на различных предприятиях [18]. Однако необходимо учитывать, что общемашиностроительные нормативы обеспечивают только предпосылки для установления норм рав-

ной напряженности, но не гарантируют их выполнение. Многое зависит от производственного опыта пользователя и правильности использования нормативов. Кроме того, на многих предприятиях применяется ряд специфических обрабатываемых материалов и режущих инструментов, в том числе и новых, что требует применение либо других методов назначения режимов резания, либо дополнительной разработки нормативов силами заводских лабораторий и нормативно-исследовательских бюро. Именно это и предопределяет необходимость приобретения навыков расчета режимов резания табличным способом.

Рассмотрим кратко особенности выбора оптимального режима резания при табличном способе.

1. **Подача.** При черновой обработке подача назначается по картам [11, 14] с учетом обрабатываемого материала, размеров обрабатываемой поверхности, размеров инструмента, материала режущей части. При чистовой обработке подача назначается исходя из требований шероховатости поверхности, обрабатываемого материала, материала режущей части инструмента.

Выбранная для черновой обработки подача проверяется по прочности механизма подачи станка. В отдельных случаях, например, на работах с напряженными режимами резания или при обработке с увеличенными вылетами державки резца ($l_p > 1,5H$), маложестких деталей ($L/d > 10$) выбранная подача должна дополнительно проверяться по прочности державки резца, пластинки твердого сплава, прогибу заготовки и т.д. Эти данные приведены в приложениях к нормативам. Если выбранная подача не удовлетворяет этим условиям, необходимо установленную по нормативам подачу снизить до значения, допустимого прочностью механизма подачи или прочностью (жесткостью) рассматриваемого звена.

2. **Скорость и мощность резания.** После выбора глубины резания и подачи по соответствующим картам назначается скорость резания в зависимости от обрабатываемого материала, глубины резания, подачи, главного угла в плане [11, 14].

$$V = V_{\text{таб}} k_1 k_2 k_3 (k_4 k_5), \quad (9.14)$$

где $k_1 \dots k_5$ поправочные коэффициенты на скорость резания. Несмотря на иные обозначения, эти коэффициенты несут тот же смысл, что и при аналитическом расчете. Например, для точения: $k_1 = k_{\text{мв}}$; $k_2 = k_{\text{пв}}$; $k_3 = k_{\text{ив}}$; иногда вводятся коэффициенты $k_4 = k_{\text{rv}}$; $k_5 = k_{\text{сотс}}$.

Выбранный режим резания должен соответствовать кинематическим и динамическим возможностям станка.

Режимы резания на черновых операциях при обработке инструментами из твердых сплавов и быстрорежущей стали проверяются, в основном, по мощности, а иногда и по допустимой силе подачи или крутящему моменту станка с учетом, в каждом случае, его конструктивных особенностей, указанных в паспорте станка.

Режимы резания при чистовой обработке обычными проходными и расточными резцами ($t \leq 2$ мм, $S \leq 0,6$ мм/об), фрезами, сверлами, зенкерами ввиду незначительных сил резания по мощности не проверяются.

Если выбранный режим резания не отвечает указанным условиям, необходимо установленную по нормативам скорость резания снизить до значения, допускаемого мощностью или крутящим моментом станка.

3. **Основное (машинное) время.** В соответствии с рассчитанным режимом резания устанавливается машинное время по формуле (9.8). В приложениях к нормативам приведены значения длин врезания и перебегов в зависимости от вида и схемы обработки.

9.2.9. Расчет режимов резания при помощи теоретических прогнозирующих моделей

При определении допустимой подачи с учетом ограничений по мощности привода станка, прочности режущего инструмента или его частей, шероховатости обработанной поверхности используются теоретические формулы для расчета сил резания, приведенные в разд. 4, и для расчета высоты неровностей – в разд. 7.

Ограничение по стойкости инструмента используется при теоретическом расчете допустимой скорости резания. В этом случае определяется температура на задней и передней поверхностях инструмента (см. разд. 5), затем интенсивность (скорость нарастания) износа на них [18] и с учетом принятого критерия износа определяется действительный период стойкости или находится скорость резания, соответствующая заданному периоду.

С учетом того, что теоретические модели расчета интенсивности износа режущего инструмента только начали разрабатываться [18], а также сложность математических моделей процесса резания, данный метод находится в стадии разработки и становления и может быть реализован только на ЭВМ. Однако результаты такого прогнозирующего моделирования в перспективе будут наиболее точными и позволят уменьшить объем работ при корректировке параметров режима резания на рабочем месте.

9.3. Расчет режимов резания для многоинструментной обработки на автоматизированном оборудовании

Одним из методов повышения производительности при резании является применение такой обработки, когда одновременно работают несколько инструментов (рис. 9.2). Этот метод используется на многолезцовых токарных станках и полуавтоматах, продольно-фрезерных, многошпиндельных сверлильных и агрегатных станках и автоматических линиях.

Выбор наивыгоднейших режимов резания при многоинструментной обработке представляет сложную задачу, так как наряду с учетом особенностей работы каждого отдельного инструмента необходимо произвести общий анализ всей наладки, т.е. совокупности инструментов, используемых на станке, и распределения между ними переходов обработки [2].

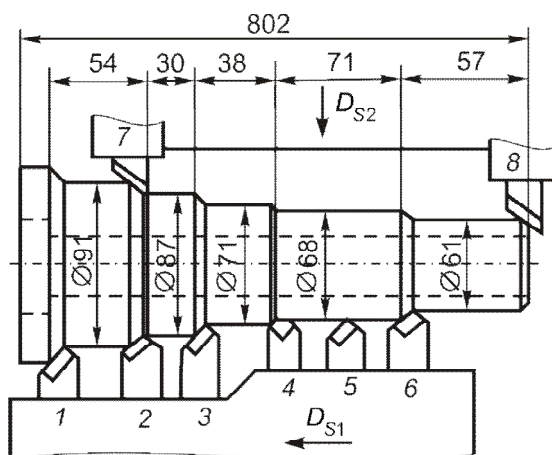


Рисунок 9.2 – Многоинструментная наладка

Основное отличие расчета режимов резания для многоинструментной наладки от одноинструментной заключается в определении стойкостей режущих инструментов, как правило, различных по конструкции и загруженности. Для многоинструментной наладки стойкости должны быть больше, так как значительно возрастают затраты времени на смену и подналадку инструментов, их суммарная стоимость и расходы на переточку.

В нормативах для многоинструментных наладок чаще всего используется упрощенная методика расчета режимов резания, разработанная в НИИавтопроме [1, 14]. Суть этой методики заключается в следующем.

1. Выбирают инструментальные материалы, конструкции, геометрию и глубины резания для каждого инструмента. Глубину резания определяют конфигурацией детали, количеством инструментов и, по возможности, нужно стремиться к ее максимальной величине.

2. Выбирают максимально допустимые по технологическим требованиям и конструкции станка подачи, сначала для отдельных инструментов, а затем для всего суппорта или шпинделя. Для каждого суппорта, головки, шпинделя и др. назначают подачу, исходя из количества инструментов и суммарной величины глубины резания [14, 16]:

$$S = f\left(\sum_{i=1}^n t_i\right), \quad (9.15)$$

где n – количество инструментов, перемещающихся с одной подачей на данной наладке станка; t_i – глубина резания для каждого инструмента.

Если подачи нескольких инструментов связаны между собой, принимают наименьшую из них. В ряде случаев проводят согласование подач для разных суппортов, головок, шпинделей, исходя из одинакового машинного времени на всех рабочих позициях станка, т.е. принимают для них условие равенства минутной подачи.

3. Выбирают наиболее нагруженный (лимитирующий) инструмент. Такой инструмент имеет или наибольшую скорость резания (при одинаковом числе оборотов для всех инструментов – максимальный диаметр обработки, например, инструмент №1, см. рис. 9.2), или наибольший путь резания и т.д. Такой инструмент поднастраивают и меняют наиболее часто. Связанные с этим простои наиболее сильно влияют на производительность станка и стоимость обработки. Поэтому при расчете режимов резания для многоинструментных станков за основу принимают лимитирующий инструмент. Именно по нему назначают скорость резания, обеспечивающую требуемый период стойкости.

Следует отметить, что для многоинструментных наладок табличные периоды стойкости измеряют в минутах машинной работы. Это существенное отличие по сравнению с одноинструментной обработкой, где период стойкости измеряют в минутах времени резания. В первом случае длина рабочего хода отдельного инструмента $L_{p.x}$ может быть значительно больше, чем длина его резания L_p . Соотношение между ними определяют коэффициентом времени резания $k_{в.р} = L_p / L_{p.x} = T / T_m$, где T_m – период стойкости (в минутах машинной работы).

Если $k_{в.р} \geq 0,7$, его можно не учитывать и принимать $T = T_m$. Если же $k_{в.р} < 0,7$, в дальнейших расчетах скорость резания находят для периода стойкости $T = k_{в.р} T_m$.

4. По формулам (9.3...9.5) для лимитирующего инструмента определяют скорость резания и число оборотов изделия или шпинделя, в котором закреплен этот инструмент. Расчеты производят аналогично одноинструментной обработке. В случае рассмотрения сразу нескольких лимитирующих инструментов выбирают минимальную частоту вращения.

5. Определяют числа оборотов для других шпинделей (исходя из одинакового машинного времени обработки). Если каждому из инструментов наладки может соответствовать своя частота вращения шпинделя, например, для агрегатного станка, их определяют отдельно для каждого инструмента при условии его изолированной работы, приняв период стойкости, равным T_m , т.е. с учетом многоинструментности.

6. Производят проверочные расчеты суммарной мощности, необходимой для осуществления процесса резания всеми инструментами, и др.

7. Осуществляют экспериментальную проверку рассчитанных режимов резания и соответствующую их корректировку.

Г.И. Темчиным [22] был предложен аналитический метод расчета режимов резания для многоинструментной наладки по критерию минимальной себестоимости обработки изделия: сначала определяется экономический период стойкости, а затем скорость резания, начиная с п. 4. Аналогичные методики были разработаны для расчета режимов резания при работе многоинструментной наладки из условия получения максимальной производительности [22, 23].

9.4. Особенности расчета режимов резания при обработке на станках с ЧПУ

Стоимость станков с ЧПУ значительно выше стоимости универсальных. Поэтому экономический период стойкости уменьшается (см. п. 9.3) и приближается по величине к периоду стойкости, максимальной производительности. В то же время при работе на автоматизированном оборудовании требуется повышение надежности работы режущего инструмента. Одним из методов ее повышения является понижение рассчитанной скорости резания на 20% и уменьшение критериев износа режущих инструментов. Также необходимо соблюдать условие, чтобы стойкость режущего инструмента была больше времени, необходимого для обработки одной детали [12, 21].

При работе на станках с ЧПУ очень часто имеет место переменность глубины резания и скорости подачи. Для упрощения расчета траектория движения инструмента относительно заготовки разделяется на участки, на которых глубина резания и подача примерно постоянны. Для каждого такого участка определяется своя скорость резания.

Возможно определение скорости резания с использованием эквивалентных значений глубины резания и подачи [18]:

$$t_e^{x_V} S_e^{y_V} = \left(\frac{\sum_{i=1}^n l_i t_i^{m_V x_V} S_i^{m_V (y_V - 1)}}{\sum_{i=1}^n \frac{l_i}{S_i}} \right)^{\frac{1}{m_V}}, \quad (9.16)$$

где l_i – длины участков, для которых значения t и S принимаются постоянными; n – количество участков.

Одним из преимуществ при использовании станков с ЧПУ является возможность работать с переменными как по величине, так и по направлению подачам, что позволяет при расчете корректировать траекторию движения инструмента относительно заготовки. Например, при обработке вала с продольной подачей в результате переменной жесткости вдоль оси вала получается погрешность формы – «бочкообразность». Чаше всего эту погрешность исправляют за счет нескольких чистовых проходов. Однако возникающие погрешности можно заранее рассчитать и предварительно внести коррекцию в траекторию движения инструмента относительно заготовки. Можно также изменять силы резания (а, следовательно, и упругие перемещения инструмента относительно заготовки) за счет изменения величины подачи по заданному закону. Такие решения реализуются и для случаев переменного припуска на обработку. В обоих случаях точность обработки обеспечивается за один проход, т.е. существенно повышается производительность обработки.

При работе на многооперационных станках с ЧПУ используют два варианта определения скорости резания. Первый используется для станков с возможностью наблюдения за процессом обработки или снабженных устройствами контроля за состоянием режущих инструментов (см. п. 6.6). В этом случае методика назначения режима резания каждым инструментом та же, что и для одноинструментной обработки.

Второй вариант используют при организации работы станков с минимальным участием оператора и при наличии средств регистрации количества обработанных деталей или времени наработки инструментов на отказ. Этот случай более подробно рассматривается ниже.

1. Определяют машинные времена работы каждого инструмента. Если они резко отличаются, необходимо принять меры по их выравниванию. Это можно сделать путем перераспределения между инструментами припуска на обработку, изменения структуры переходов, уменьшения подач и частот вращения отдельных суппортов или шпинделей, в которых установлены нелимитирующие инструменты. Интервал варьирования частот вращения шпинделей рекомендуется принимать в пределах:

$$n_1 = n_{\min} \tau_{\max} / \tau_{\min} ; \quad n_1 = n_{\max} \tau_{\min} / \tau_{\max} , \quad (9.17)$$

где n_{\min} , n_{\max} – наименьшая и наибольшая частоты вращения, обеспечиваемые станком; τ_{\min} , τ_{\max} – наименьшее и наибольшее машинное время среди инструментов наладки.

В том случае, если на многооперационном станке с ЧПУ требуется обработать определенную партию деталей без смены инструментов, после расчета времени резания каждым инструментом определяют количество q_i деталей, обрабатываемых им за принятый период стойкости T_m [1]:

$$\tau_{pi} = \sum_{i=1}^k [L_{pi} / (S_{0i} n_i)] ; \quad q_i = T_m / \tau_{pi} , \quad (9.18)$$

где τ_{pi} – время резания i -м инструментом на всех переходах обработки детали; k – количество переходов обработки поверхностей длиной L_{pi} .

Для лимитирующих инструментов, которые обрабатывают наименьшее количество деталей и вносят наиболее значительный вклад в общее время обработки, задается количество деталей q_T , обрабатываемых за принятый период стойкости, которое кратно объему партии деталей N , причем $q_T \geq q_i$. При этом предполагают, что нелимитирующие инструменты будут заменены либо после обработки всей партии деталей (если $q_i \geq 0,8N$), либо одновременно с лимитирующими (если $q_i < 0,8N$). Таким образом, производится выравнивание q_T внутри каждой группы инструментов.

Затем рассчитывают скорость резания с учетом вероятности безотказной работы инструмента. Для этого пользуются соответствующими поправочными коэффициентами [1], принимая за исходную вероятность безотказной работы $P = 0,7$. Частота вращения инструмента на i -м переходе для данной вероятности:

$$n_{i0,7} = n_i (q_i / q_T)^{\frac{m_{Ti}}{1-m_{Ti}}}, \quad (9.19)$$

где m_{Ti} – показатель относительной стойкости инструмента при работе на i -м переходе; n_i – расчетная частота вращения инструмента на i -м переходе.

2. После корректировки режимов резания производят проверочный расчет по мощности резания. Для этого по приведенной выше формуле сравнивают сумму мощностей резания всех инструментов, одновременно работающих на станке, с мощностью привода главного движения.

Применение современных твердых сплавов с износостойкими покрытиями, минеральной керамики и сверхтвердых материалов при обработке обычных конструкционных материалов позволяет практически снять ограничение по режущей способности инструмента. В этих случаях приоритет приобретает условие *максимального использования мощности привода главного движения станка*. Следящие устройства адаптивного управления на каждом участке резания позволяют при заданной подаче и глубине резания увеличивать число оборотов шпинделя до полного использования мощности привода.

Другим условием для назначения режимов резания для станков с ЧПУ может быть обеспечение устойчивого стружколомания во всем диапазоне используемого режима.

Для этого предназначены диаграммы стружкодробления, построенные для различных материалов заготовки, типов державок (различающихся углами в плане) и стружколомающих канавок на передней поверхности СНП (рис. 9.3). Диаграммы предоставляются всеми фирмами, разработчиками инструментов со СНП. Они используются или для выбора формы пластинки и ее стружколомающей канавки (при определенных t и S), или для проверки условия стружколомания данной пластинкой. Для этого технолог из альбома диаграмм стружкодробления выбирает соответствующую материалу заготовки и главному углу в плане. Затем в результате анализа диаграмм выбирают канавку, обеспечивающую дробление стружки для заданных подачи и глубины резания, или комбинацию t и S для заданной пластинки. Когда дробление обеспечивается несколькими канавками, следует выбирать из них канавку с большим передним углом, так как при этом сила резания будет меньше.

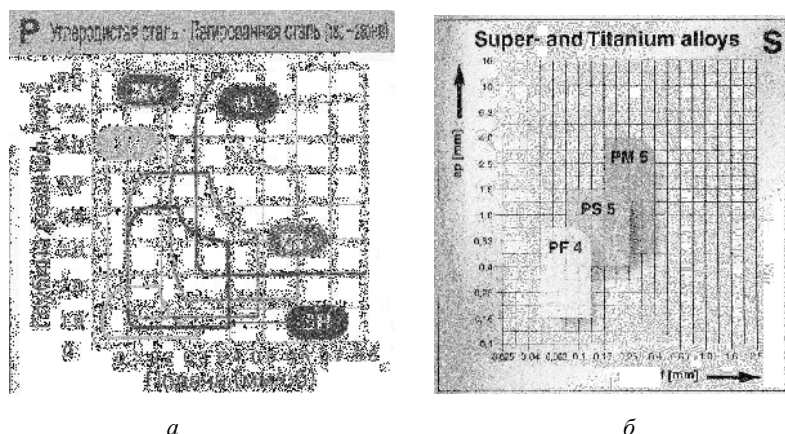


Рисунок 9.3 – Диаграмма зон удовлетворительного дробления стружки пластинами с различными формами передней поверхности, фирм Mitsubishi (а) и Walter (б) (буквами обозначены формы передней поверхности пластин по классификации фирм)

Вопросы для самопроверки

1. Какие критерии оптимизации при определении режимов резания вы знаете?
2. Что называется экономической стойкостью и от чего она зависит?
3. Что называется стойкостью максимальной производительности?
4. Как обеспечивается надежность работы режущего инструмента?
5. Каков порядок определения параметров режима резания и почему?
6. Как учитывается ограничение по точности обработки при расчетах режимов резания?
7. В чем заключаются особенности расчета режимов резания для многоинструментных наладок?
8. В чем заключаются особенности расчета режимов резания при обработке на станках с ЧПУ?
9. Укажите, какие подходы к определению режимов резания можно использовать.

Список литературы к разделу 9

1. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
3. Великанов К.М. Экономические режимы резания металлов / К.М. Великанов, В.И. Новожилов. – М. : Машиностроение, 1972. – 120 с.
4. Оптимизация режимов обработки на металлорежущих станках / Гильман А.М., Брахман Л.А., Батищев Д.И., Матяева Л.К. – М. : Машиностроение, 1972. – 188 с.

5. Горанский Г.К. Расчет режимов резания при помощи ЭВМ / Г.К. Горанский. – Мн. : Госиздат БССР, 1968. – 192 с.
6. Залого В.А. Расчет режимов резания при точении, сверлении, фрезеровании : учебн. пособие / В.А. Залого. – К. : ИСДО, 1994. – 168 с.
7. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – [2-е изд., перераб. и доп.]. – М. : Машиностроение, 1976. – 144 с.
8. Металлообрабатывающий твердосплавный инструмент : справочник / [Самойлов В.С., Эйсман Э.Ф., Фальковский Б.А. и др.]. – М. : Машиностроение, 1988. – 368 с.
9. Семко М.Ф. Расчет наивыгоднейшего режима резания при точении : учеб. метод. указ. для студ. спец. «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты» ; по курсу «Теория резания» / М.Ф. Семко, Н.К. Беззубенко. – Харьков : ХПИ, 1967. – 59 с.
10. Нефедов Н.А. Сборник задач и примеров по резанию металлов и режущему инструменту / Н.А. Нефедов, В.А. Осипов. – М. : Машиностроение, 1984. – 400 с.
11. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках : в 2 ч. – М. : Машиностроение, 1984. – Ч. II. – 200 с.
12. Гречишников В.А. Инструментальное обеспечение автоматизированного производства : учебн. для машиностр. спец. вузов / В.А. Гречишников, А.Р. Маслов, Ю.М. Соломенцев. – М. : Высш. школа, 2001. – 271 с.
13. Пикуус М.Ю. Справочник фрезеровщика / М.Ю. Пикуус, И.М. Пикуус. – Мн. : Выш. шк., 1975. – 344 с.
14. Режимы резания металлов : справочник / под ред. Ю.В. Барановского. – [3-е изд., перераб. и доп.]. – М. : Машиностроение, 1972. – 408 с.
15. Справочник металлиста / под ред. А.Н. Малова. – М. : Машиностроение, 1977. – Т. 3. – 748 с.
16. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
17. Справочник технолога машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Н. Малова. – М. : Машиностроение, 1972. – Т. 2. – 568 с.
18. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
19. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания металлов : справочник / [Баранников В.И., Жариков А.В., Юдина Н.В. и др.] ; под общ. ред. В.И. Баранникова. – М. : Машиностроение, 1990. – 400 с.
20. Режимы резания черных металлов инструментом, оснащенным твердым сплавом. – М. : Машгиз, 1958. – 208 с.
21. Инструмент для станков с ЧПУ, многоцелевых станков и ГПС / [Фадюшин И.Л., Музыкант Я.А., Мещеряков А.И. и др.]. – М. : Машиностроение, 1990. – 272 с.
22. Темчин Г.И. Многоинструментальные наладки, теория и расчет / Г.И. Темчин. – М. : Машгиз, 1963. – 543 с.
23. Розенберг А.М. Расчет наивыгоднейшего режима резания и стойкости режущего инструмента : учебн. пособ. / А.М. Розенберг. – Томск : ТПИ, 1963. – 50 с.

Раздел 10 ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

10.1. Постановка задачи оптимизации

Современный подход к решению задачи выбора оптимальных условий резания основан на использовании методов математического программирования. В соответствии с этим подходом постановка задачи оптимизация режимов резания заключается в том, что по заданным требованиям к изготавливаемой детали и известным параметрам системы СПИЗ необходимо найти параметры процесса резания, обеспечивающие экстремальное значение критерия оптимальности технологического процесса. Математическая формулировка рассматриваемой задачи может быть записана следующим образом [10]:

$$\begin{aligned} & \text{extr } W(\bar{X}); \\ & \bar{X} \in D; \quad D = \{\bar{X} : f_i(\bar{X}) \leq b_i; \quad i = \overline{1, n}\}; \\ & \bar{X} = \begin{pmatrix} V \\ S \\ t \\ \alpha \\ \gamma \end{pmatrix}; \quad V > 0; \quad S > 0; \quad t > 0; \quad \alpha > 0, \end{aligned} \tag{10.1}$$

где $W(\bar{X})$ – критерий качества режима резания (часть критерия оптимальности технологического процесса, зависящая от условий резания); \bar{X} – параметры условий резания, представляющие собой n -мерный вектор с координатами; V – скорость резания, S – подача, t – глубина резания; α – задний угол; γ – передний угол и т.п., D – множество допустимых условий резания, определяемое ограничениями, накладываемыми на элементы процесса резания в виде следующих неравенств:

$$f_i(\bar{X}) \leq b_i$$

где $f_i(\bar{X})$ – некоторая функция условий резания; b_i – известные константы.

В качестве целевой функции $W(\bar{X})$ в математической модели (10.1) обычно используют экономические или технологические критерии.

10.2. Виды критериев оптимизации параметров процесса резания

В зависимости от конкретной производственной ситуации экономическими критериями оптимальности могут быть: минимальная технологическая себестоимость, максимальная производительность обработки, максимальный ресурс инструмента.

Переменная доля технологической себестоимости C , зависящая от наладки и режима резания, при работе одним инструментом определяется по формуле [8, 12]:

$$C = \tau_o E + \tau_{cm} E \frac{\tau_o}{T} + 3_{и} \frac{\tau_o}{T}. \quad (10.2)$$

В ней:

τ_o – основное (машинное) технологическое время, под которым понимают время, затраченное на непосредственное изменение геометрической формы и размеров заготовки, являющееся целью данного перехода. При обработке за один проход основное технологическое время, мин:

$$\tau_o = \frac{l}{ns},$$

где l – расчетная длина рабочего хода в направлении движения подачи, равная сумме, состоящей из длины l_3 обрабатываемого участка заготовки, пути врезания $l_{вр}$ главной режущей кромки инструмента в срезаемый слой заготовки и пути $l_{п}$ перебега, необходимого для выхода инструмента из соприкосновения с заготовкой; $E = E_{ст} + E_p$ – себестоимость одной минуты работы станка ($E_{ст}$) и рабочего-станочника (E_p); эти данные могут быть найдены из [1, табл. 21, 22, 24, стр. 429]; τ_{cm} – время, затрачиваемое на снятие затупившегося инструмента, установку переточенного и его регулирование, т.е. время простоя станка в связи с заменой инструмента [2–4]; $3_{и}$ – затраты, связанные с эксплуатацией инструмента за его период стойкости.

Эти затраты определяют по формуле:

$$3_{и} = \tau_{cm} E_{н} + C_{зат} + \frac{(C_{ин} - C_{отх}) K_y}{j + 1},$$

где $E_{н}$ – номинальная заработная плата наладчика в минуту [1, табл. 21]; $C_{зат}$ – стоимость заточки затупившегося инструмента (по заводским данным составляет примерно 40% стоимости нового инструмента); $C_{ин}$ – первоначальная стоимость инструмента [5]; $C_{отх}$ – стоимость отходов инструмента [6]; K_y – коэффициент, учитывающий случайную убыль инструмента ($K_y = 1,05 \dots 1,1$); j – число переточек, допускаемых инструментом до его полной амортизации [7].

Производительность обработки Π определяют через штучное время:

$$\Pi = \frac{1}{\tau_{ш}}, \quad (10.3)$$

которое определяется так:

$$\tau_{ш} = \tau_o + \tau_{cm} \frac{\tau_o}{T} + \sum \tau, \quad (10.4)$$

где $\sum \tau = \tau_{всп} + \tau_{об} + \tau_{п}$; $\tau_{всп}$ – вспомогательное время, затрачиваемое на установку заготовки на станке и снятие ее или готовой детали со станка, измерение детали, пуск и установку

станка и т.п. [3–5]; $\tau_{об}$ – время организационного и технического обслуживания рабочего места [3–5]; $\tau_{п}$ – время перерывов и отдыха [3–5].

Ресурс Q инструмента, выраженный в количестве заготовок, обработанных за его период стойкости, определяют по формуле

$$Q = \frac{T}{\tau_o} . \quad (10.5)$$

В общем случае перечисленные критерии оптимизации достигаются нахождением сочетания трех параметров режима резания: глубины резания, подачи и скорости резания. Если заданная точность обработанной детали допускает удаление припуска H на обработку за один проход, то глубину резания принимают равной припуску. Это вызвано тем, что изменение глубины резания влияет на рекомендуемую скорость резания менее сильно, нежели изменение подачи.

При заданной глубине резания технологическую себестоимость, производительность и ресурс инструмента можно выразить через подачу и скорость резания. Так как

$$\tau_o = \frac{l}{ns} = \frac{\pi D l}{1000 V S} ,$$

то

$$C = \frac{\pi D l}{1000 V S} E + \frac{\pi D l}{1000 V S T} (\tau_{см} E + 3_{п}) .$$

Обозначим $\frac{\pi D l}{1000} E = A_1$; $\frac{\pi D l}{1000} (\tau_{см} E + 3_{п}) = A_2$.

Тогда выражение (10.2) примет вид:

$$C = \frac{A_1}{V S} + \frac{A_2}{V S T} . \quad (10.6)$$

Подставив в формулу (10.4) выражение для τ_o , будем иметь:

$$\tau_{ш} = \frac{\pi D l}{1000 V S} + \frac{\pi D l}{1000 V S T} \tau_{см} + \sum \tau .$$

Обозначим $\frac{\pi D l}{1000} = A_3$; $\frac{\pi D l}{1000} \tau_{см} = A_4$.

Тогда выражение (10.4) штучного времени примет вид:

$$\tau_{ш} = \frac{A_3}{V S} + \frac{A_4}{V S T} + \sum \tau . \quad (10.7)$$

После аналогичной подстановки в формулу (10.5) выражения для τ_o будем иметь:

$$Q = \frac{T}{\frac{\pi D l}{1000 V S}} = \frac{1000 V S T}{\pi D l}.$$

Тогда выражение для ресурса инструмента примет вид:

$$Q = \frac{1}{A_3} V S T. \quad (10.8)$$

Таким образом, при заданной глубине режим резания подлежит оптимизации по подаче и скорости резания. Здесь возможны два решения:

1) задавшись максимально возможной подачей, допустимой качеством обработанной детали и техническими ограничениями, накладываемыми станком и инструментом, находят значение скорости резания, соответствующее принятому критерию оптимизации;

2) для заданного качества обработанной детали в рамках технических ограничений по станку и инструменту находят сочетание подачи и скорости резания, соответствующее принятому критерию оптимизации.

В настоящее время расчет режимов резания достаточно алгоритмизирован и в большинстве случаев осуществляется на ЭВМ. При известных параметрах зависимости

$$V = \frac{C_{V0}}{T^{m_V} S^{y_V} t^{x_V}}$$

задачу оптимизации решают путем определения периода стойкости T или скорости резания, соответствующих принятому критерию оптимизации.

10.3. Примеры использования экономических критериев для оптимизации режима резания

10.3.1. Оптимизация режима резания только по скорости резания

10.3.1.1. Определение скорости резания и периода стойкости, если связь между ними монотонна и может быть описана степенной функцией

Непрерывное уменьшение периода стойкости инструмента при возрастании скорости резания наблюдается при обработке чугунов инструментами из быстрорежущих сталей и твердых сплавов и в некоторых случаях обработки сталей инструментами из быстрорежущих сталей. В тех случаях, когда на кривой $T = f(V)$ нет точки перегиба (см. рис. 6.36, кривая 1), связь между периодом стойкости и параметрами режима резания аппроксимируют функцией (6.13):

$$T = \frac{C_{TO}}{V^{m_1} t^p S^q}. \quad (10.9)$$

При заданных t и S формула (10.9) принимает вид $T = \frac{C_T}{V^{m_1}}$ или

$$V = \frac{C_V}{T^{m_V}}, \quad (10.10)$$

где $m_1 = \frac{1}{m_V}$, $C_T = \frac{C_{TO}}{t^p S^q}$, $p = \frac{x_V}{m_V}$, $q = \frac{y_V}{m_V}$, $C_V = \frac{C_{V0}}{S^{y_V} t^{x_V}}$, $C_T = C_V^{1/m_V}$.

Тогда выражение (10.6) технологической себестоимости запишется:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_T S} V^{m_1-1}.$$

Для определения скорости резания, при которой переменная доля технологической себестоимости будет минимальной, необходимо, чтобы $\frac{dC}{dV} = 0$. Вынося за скобки $1/S$, производя дифференцирование и решая относительно V , получим:

$$V_{C\min} = \left[\frac{A_1 C_T}{A_2 (m_1 - 1)} \right]^{\frac{1}{m_1}}.$$

Но

$$\frac{A_2}{A_1} = \frac{\tau_{\text{см}} E + 3_{\text{и}}}{E} = \tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{и}}}{E}.$$

Поэтому

$$V_{C\min} = \left[\frac{C_T}{(m_1 - 1) \left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{и}}}{E} \right)} \right]^{\frac{1}{m_1}}.$$

Так как $\frac{1}{m_1} = m_V$ и $C_T^{m_1} = C_V$, то

$$V_{C\min} = \frac{C_V}{\left[\frac{1 - m_V}{m_V} \left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{и}}}{E} \right) \right]^{m_V}}. \quad (10.11)$$

Нетрудно показать, что $\frac{d^2 C}{dV^2} > 0$, а поэтому скорость резания, определяемая выражением (10.11), обеспечивает минимум технологической себестоимости.

Из сравнения формул (10.11) и (10.10) видно, что основание степени в знаменателе формулы (10.11) является таким значением периода стойкости, при котором технологическая себестоимость является минимальной. Этот период стойкости называют экономическим и обозначают $T_{\text{эк}}$:

$$T_{\text{эк}} = \frac{1-m_V}{m_V} \left(\tau_{\text{см}} + \frac{Z_{\text{н}}}{E} \right). \quad (10.12)$$

Экономический период стойкости должен быть по возможности меньшим. Тогда соответствующая ему скорость резания $V_{C_{\min}}$ будет выше, а при минимальной технологической себестоимости будет повышена производительность обработки. Уменьшить экономический период стойкости можно, уменьшая время простоя станка в связи с заменой инструмента $\tau_{\text{см}}$ и затраты $Z_{\text{н}}$, связанные с эксплуатацией инструмента. Время $\tau_{\text{см}}$ может быть уменьшено за счет бесподналадочной смены инструмента, а расходы $Z_{\text{н}}$ – за счет удешевления изготовления инструмента и механизации его заточки. Поскольку эти мероприятия определяются общей технической культурой цеха и всего завода, то величина экономического периода стойкости для разных предприятий будет также различной. Чем выше техническая культура производства, тем меньше экономический период стойкости.

$T_{\text{эк}}$ имеет различное значение для различных типов инструментов. Чем сложнее конструкция инструмента и выше его точность, тем инструмент дороже. Это увеличивает затраты $Z_{\text{н}}$ и экономический период стойкости. Поэтому, например, $T_{\text{эк}}$ для протяжек больше, чем для осевых цилиндрических фрез, $T_{\text{эк}}$ у которых, в свою очередь, он больше, чем для токарных и строгальных резцов. Для определенного типа инструмента экономический период стойкости растет с увеличением размеров инструмента, а поэтому его значение для резцов зависит от размеров державки, для сверл, зенкеров, метчиков, фрез и т.п. – от их диаметра.

Для того, чтобы производительность Π была максимальной, необходимо производить обработку с минимизацией штучного времени. При заданных t и S формула (10.7) принимает вид

$$\tau_{\text{ш}} = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_T S} V^{m_1-1} + \sum \tau.$$

Для определения скорости резания, при которой штучное время будет минимальным, необходимо, чтобы $\frac{d\tau_{\text{ш}}}{dV} = 0$. Вынося за скобки $\frac{1}{S}$, произведя дифференцирование и решив относительно V , получим

$$V_{\Pi \max} = \left[\frac{A_3 C_T}{(m_1 - 1) A_4} \right]^{\frac{1}{m_1}}.$$

Но $\frac{A_4}{A_3} = \tau_{\text{см}}$. Поэтому

$$V_{\Pi \max} = \left[\frac{C_T}{(m_1 - 1) \tau_{\text{см}}} \right]^{\frac{1}{m_1}}.$$

Преобразуя выражение в соответствии с формулой (10.10), будем иметь

$$V_{\Pi \max} = \frac{C_V}{\left(\frac{1-m_V}{m_V} \tau_{\text{см}} \right)^{m_V}}. \quad (10.13)$$

Из сравнения формул (10.13) и (10.10) видно, что основание степени в знаменателе формулы (10.13) является периодом стойкости, при котором производительность обработки является максимальной. Этот период стойкости называют периодом стойкости наибольшей производительности и обозначают $T_{\text{нп}}$. Очевидно, что

$$T_{\text{нп}} = \frac{1-m_V}{m_V} \tau_{\text{см}}. \quad (10.14)$$

Формула (10.12) превратится в формулу (10.14) в том случае, если в выражении (10.2) технологической себестоимости учитывать только прямые затраты труда, связанные с выполнением операции (т.е. $З_{\text{и}} = 0$). Период стойкости наибольшей производительности меньше экономического периода стойкости, а скорость резания $V_{\Pi \max}$ больше, чем скорость $V_{C \min}$.

Выразим ресурс Q инструмента через скорость резания. При заданной подаче и учитывая, что $m_1 - 1 = \frac{1}{m_V} - 1$, формула (10.8) принимает вид:

$$Q = \frac{C_T S}{A_3 V^{\frac{1}{m_V} - 1}} = \frac{A_5}{V^{\frac{1}{m_V} - 1}}.$$

Из формулы следует, что при $m_V < 1$ ресурс инструмента при возрастании скорости резания уменьшается; при $m_V = 1$ ресурс от скорости резания не зависит; при $m_V > 1$ увеличение скорости резания вызывает не уменьшение, а возрастание ресурса. То же самое можно сказать и о влиянии скорости резания на путь резания $L = VT$, пройденный инструментом до затупления, который пропорционален ресурсу.

Выразим ресурс инструмента через период стойкости. Подставив (10.10) в (10.8), получим

$$Q = A_6 T^{1-m_V},$$

где $A_6 = \frac{C_V S}{A_3}.$

Из формулы видно, что влияние периода стойкости на ресурс Q и путь резания L обратно влиянию скорости резания. Таким образом, если $m_V \geq 1$, то увеличение периода стойкости не может служить показателем возрастания Q и L .

Если зависимость $T = f(V)$, изображенная в логарифмических координатах, немонотонна, то при возрастании скорости резания Q и L , следуя за изменением величины и знака показателя относительной стойкости m_V , изменяются также немонотонно.

Если ресурс инструмента связан со скоростью резания монотонной зависимостью, то скорость резания V_Q , соответствующую заданному ресурсу, определяют по формуле

$$V_Q = \frac{C_Q}{\frac{m_V}{Q^{1-m_V}}}, \quad (10.15)$$

где $C_Q = A_5^{\frac{m_V}{1-m_V}}$.

Очевидно, формулой можно пользоваться только в том случае, если $m_V \neq 1$.

10.3.1.2. Определение скорости резания и периода стойкости, если связь между ними немонотонна

При обработке сталей инструментом из твердых сплавов, а в некоторых случаях и инструментом из быстрорежущих сталей связь между скоростью резания и периодом стойкости выражается кривой, имеющей один минимум и один максимум. В практическом аспекте наибольший интерес представляет участок кривой правее точки минимума, включающий в себя одну точку максимума и две точки перегиба (см. рис. 6.36). Как показал Г.И. Грановский, этот участок кривой можно наиболее просто аппроксимировать комбинацией двух функций: степенной и натуральной показательной. Тогда связь между периодом стойкости и параметрами режима резания записывается выражением

$$T = \frac{C_{TO} V^k}{e^{k_1 V} t^p S^q}. \quad (10.16)$$

При заданной глубине резания и подаче выражение принимает вид:

$$T = \frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}}. \quad (10.17)$$

Определим скорость резания $V_{C_{\min}}$, соответствующую минимальной технологической себестоимости. При подстановке периода стойкости в выражение (10.6) оно принимает вид:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_T S} \frac{e^{k_1 V}}{V^{k+1}}.$$

Дифференцируя C по V и приравнявая первую производную нулю, после преобразований получим

$$\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} - \left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E} \right) k_1 V + \left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E} \right) (k-1) = 0. \quad (10.18)$$

Корень уравнения (10.18) дает значение $V_{C\min}$. Уравнение является трансцендентным и поэтому его решают приближенными численными методами.

Экономический период стойкости можно подсчитать, подставив в выражение (10.17) $V_{C\min}$:

$$T_{\text{эк}} = \frac{C_T V_{C\min}^k}{e^{k_1 V_{C\min}}}.$$

Определим скорость резания $V_{\Pi\max}$, соответствующую максимальной производительности. С учетом (10.17) выражение (10.7) штучного времени принимает вид:

$$\tau_{\text{ш}} = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_T S} \frac{e^{k_1 V}}{V^{k+1}} + \sum \tau.$$

Дифференцируя $\tau_{\text{ш}}$ по V и приравнявая первую производную нулю, получим

$$-\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_4}{A_3} [k_1 V - (k+1)] = 0.$$

Поскольку

$$\frac{A_4}{A_3} = \tau_{\text{см}},$$

то

$$\frac{C_T V^k}{e^{k_1 V}} - \tau_{\text{см}} k_1 V + \tau_{\text{см}} (k+1) = 0. \quad (10.19)$$

Корень уравнения (10.19) дает значение $V_{\Pi\max}$. Это уравнение также трансцендентно и его решают приближенными численными методами.

Период стойкости наибольшей производительности можно подсчитать, подставив в выражение (10.17) $V_{\Pi\max}$:

$$T_{\text{нп}} = \frac{C_T V_{\Pi\max}^k}{e^{k_1 V_{\Pi\max}}}.$$

Определим скорость резания $V_{Q\max}$, соответствующую максимальному ресурсу инструмента. С учетом формулы (10.17) выражение (10.8) принимает вид:

$$Q = \frac{C_T S}{A_3} \frac{V^{k+1}}{e^{k_1 V}}.$$

Дифференцируя Q по V и приравнявая первую производную нулю, получим

$$\frac{dQ}{dV} = \frac{C_T S}{A_3} \left[\frac{(k+1)V^k e^{k_1 V} - e^{k_1 V} k_1 V^{k+1}}{e^{2k_1 V}} \right] = 0.$$

Отсюда

$$V_{Q\max} = \frac{k+1}{k_1}. \quad (10.20)$$

Период стойкости, соответствующий максимальному ресурсу инструмента, можно подсчитать, подставив в выражение (10.17) $V_{Q\max}$:

$$T_{Q\max} = \frac{C_T V_{Q\max}^k}{e^{k_1 V_{Q\max}}}.$$

На рис. 10.1 и 10.2 изображены графики влияния скорости резания на период стойкости, ресурс инструмента, технологическую себестоимость и производительность.

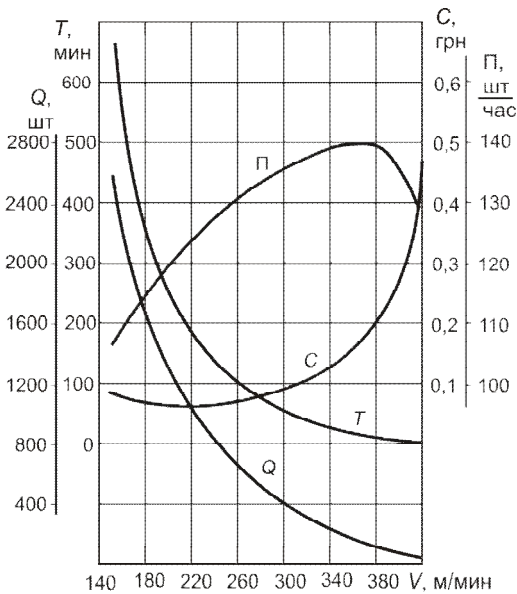


Рисунок 10.1 – Графики зависимости периода стойкости, ресурса инструмента, технологической себестоимости и производительности обработки от скорости резания при условии, что связь T – V – монотонна

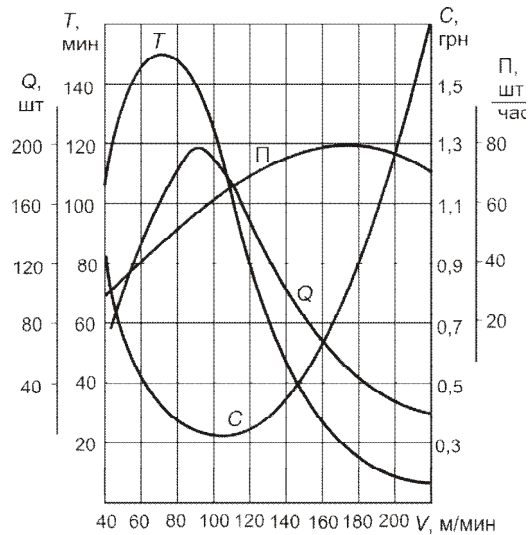


Рисунок 10.2 – Графики зависимости периода стойкости, ресурса инструмента, технологической себестоимости и производительности обработки от скорости резания при условии, что связь T – V – немонотонна

Рис. 10.1 соответствует монотонной связи между V и T ($m_V = 0,27$), а рис. 10.2 – немонотонной. Если кривая $T = f(V)$ имеет экстремум, то ресурс инструмента при увеличении скорости вначале растет, проходит через максимум, а в дальнейшем уменьшается. При этом максимуму периода стойкости не соответствует максимум ресурса: $V_{Q\max} > V_{T\max}$. Необхо-

димо также отметить, что скорость резания, соответствующая минимальной технологической себестоимости, больше скорости резания, соответствующей максимальным ресурсу инструмента и пути резания до затупления. Таким образом, работа со скоростью резания, при которой относительный износ инструмента минимален, не обеспечивает минимальной технологической себестоимости.

10.3.2. Оптимизация режима резания по подаче и скорости резания

10.3.2.1. Определение подачи и скорости резания, если связь между ними и периодом стойкости монотонна и может быть описана степенной функцией

При заданной глубине резания $t = H$ формула (10.16) принимает вид:

$$T = \frac{C_{T1}}{V^{m_1} S^q}, \quad (10.21)$$

где константа в числителе $C_{T1} = \frac{C_{T0}}{t^p}$.

Определим значение подачи и скорость резания, при которых технологическая себестоимость будет минимальной. Подставив выражение периода стойкости в формулу (10.6), будем иметь

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_{T1}} V^{m_1-1} S^{q-1}. \quad (10.22)$$

Как следует из этого выражения, минимуму технологической себестоимости соответствует определенное сочетание значений подачи и скорости резания, причем, поскольку $m_1 > q$, то скорость резания на изменение себестоимости влияет сильнее, нежели подача.

Поверхность $C = f(V, S)$, полученная при точении заготовки $D = 50$ мм, $l_3 = 100$ мм из стали 45 резцом из стали P18, представлена на рис. 10.3.

Совместное решение уравнений $\frac{\partial C}{\partial V} = 0$ и $\frac{\partial C}{\partial S} = 0$ вследствие степенной формы выражения (10.22) не позволяет аналитически отыскать сочетание подачи и скорости резания, обеспечивающее минимум технологической себестоимости. Оно может быть найдено численными методами на ЭВМ.

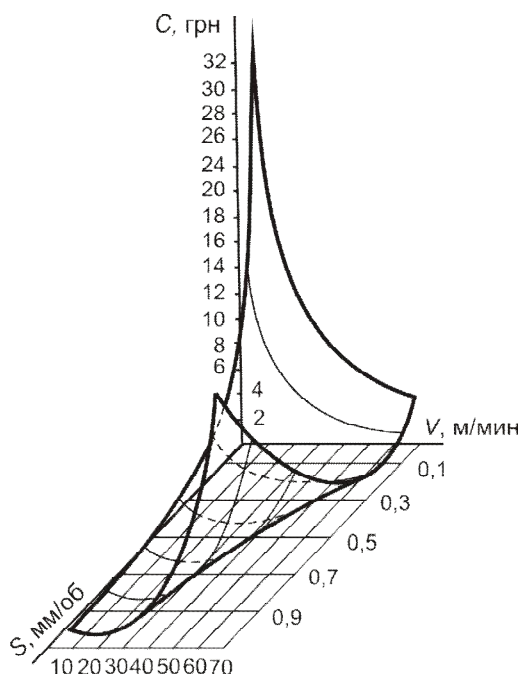


Рисунок 10.3 – Зависимость технологической себестоимости обработки от скорости резания и подачи при условии, что связь $T-V$ – монотонна

Аналогичным образом поступают и при отыскании сочетания V и S , соответствующего максимальной производительности, т.к. формула (10.7) штучного времени принимает вид:

$$\tau_{\text{шт}} = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_{T1}S} V^{m_1-1} S^{q-1} + \sum \tau. \quad (10.23)$$

Подставив в формулу (10.8) выражение периода стойкости, получим

$$Q = \frac{C_{T1}}{A_3 V^{m_1-1} S^{q-1}}. \quad (10.24)$$

Отсюда следует, что ресурс инструмента уменьшается как при увеличении скорости резания, так и подачи, причем влияние скорости резания на Q сильнее.

10.3.2.2. Определение подачи и скорости резания, если связь между скоростью резания и периодом стойкости немонотонна

При заданной глубине резания $t = H$ формула (10.16) принимает вид:

$$T = \frac{C_{T1} V^k}{e^{k_1 V} S^q}.$$

Определим значения подачи и скорости резания, при которых технологическая себестоимость будет минимальной. Подставив выражение периода стойкости в формулу (10.6), будем иметь:

$$C = \frac{A_1}{VS} + \frac{A_2}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V} S^{q-1}}{V^{k+1}}. \quad (10.25)$$

Поверхность $C = f(V, S)$, соответствующая обработке заготовки $D = 50$ мм, $l_3 = 100$ мм из стали 12X18H10T резцом из твердого сплава Т15К6, представлена на рис. 10.4.

Для отыскания оптимального сочетания V и S найдем частные производные $\frac{\partial C}{\partial V}$, $\frac{\partial C}{\partial S}$ и приравняем их к нулю. После преобразований получим

$$-\frac{A_1 V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_2}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0,$$

$$-A_1 + \frac{A_2}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0.$$

Решение системы уравнений

$$\begin{cases} -\frac{A_1 V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_2}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0, \\ -A_1 + \frac{A_2}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0 \end{cases}$$

в результате дает

$$q-1 = k_1 V - (k+1).$$

Тогда скорость резания, соответствующая минимуму технологической себестоимости,

$$V_{C \min} = \frac{k+q}{k_1}. \quad (10.26)$$

Решая второе уравнение системы относительно подачи

$$S = \left[\frac{C_{T1} A_1 V^k}{A_2 (q-1) e^{k_1 V}} \right]^{\frac{1}{q}}$$

с учетом того, что $\frac{A_2}{A_1} = \tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E}$, определяем подачу, соответствующую минимуму технологической себестоимости:

$$S_{C \min} = \left[\frac{C_{T1} V_{C \min}^k}{\left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E} \right) (q-1) e^{k_1 V_{C \min}}} \right]^{\frac{1}{q}}. \quad (10.27)$$

Период стойкости, соответствующий минимуму технологической себестоимости, можно найти, используя выражение (10.27). Возведя обе части выражения в степень q , получим:

$$\frac{C_{T1} V_{C \min}^k}{\left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E} \right) (q-1) e^{k_1 V_{C \min}} S_{C \min}^q} = 1.$$

Согласно выражению периода стойкости

$$T_{\text{ЭК}} = \frac{C_{T1} V_{C \min}^k}{e^{k_1 V_{C \min}} S_{C \min}^q}.$$

Тогда

$$T_{\text{эк}} = \left(\tau_{\text{см}} + \frac{3_{\text{н}}}{E} \right) (q-1). \quad (10.28)$$

Определим значения подачи и скорости резания, при которых производительность обработки будет максимальной. Подставив выражение периода стойкости в формулу (10.7), будем иметь:

$$\tau_{\text{ш}} = \frac{A_3}{VS} + \frac{A_4}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V} S^{q-1}}{V^{k+1}} + \sum \tau. \quad (10.29)$$

Найдя частные производные $\frac{\partial \tau_{\text{ш}}}{\partial V}$, $\frac{\partial \tau_{\text{ш}}}{\partial S}$ и приравняв их нулю, получим систему уравнений

$$\begin{cases} -\frac{A_3 V^k}{e^{k_1 V}} + \frac{A_4}{C_{T1}} S^q [k_1 V - (k+1)] = 0, \\ -A_3 + \frac{A_4}{C_{T1}} \frac{e^{k_1 V}}{V^k} (q-1) S^q = 0, \end{cases}$$

после совместного решения которой получим:

$$V_{\text{Пmax}} = \frac{k+q}{k_1}. \quad (10.30)$$

Из второго уравнения системы с учетом, что $\frac{A_4}{A_3} = \tau_{\text{см}}$, будем иметь:

$$S_{\text{Пmax}} = \left[\frac{C_{T1} V_{\text{Пmax}}^k}{\tau_{\text{см}} (q-1) e^{k_1 V_{\text{Пmax}}}} \right]^{1/q}. \quad (10.31)$$

По аналогии с предыдущим получим значение периода стойкости наибольшей производительности:

$$T_{\text{нп}} = \tau_{\text{см}} (q-1). \quad (10.32)$$

Из сравнения выражений (10.26) и (10.30), (10.27) и (10.31), (10.28) и (10.32) можно заключить, что скорости, обеспечивающие минимум технологической себестоимости и максимум производительности, равны. Подача же, соответствующая максимальной производительности, больше подачи, соответствующей минимальной себестоимости, а период стойкости $T_{\text{нп}}$ меньше экономического периода стойкости $T_{\text{эк}}$.

Подставив выражение периода стойкости в формулу (10.8), получим

$$Q = \frac{C_{T1}}{A_3} \frac{V^{k+1}}{e^{k_1 V} S^{q-1}}. \quad (10.33)$$

Откуда следует, что увеличение подачи сопровождается непрерывным уменьшением ресурса инструмента. Скорость же резания на ресурс влияет немонотонно. Из выражения (10.33) следует, что для любого значения подачи скорость резания, соответствующая максимальному ресурсу, определяется по формуле (10.20).

На рис. 10.5 представлена поверхность $Q = f(V, S)$, соответствующая условиям обработки рис. 10.4.

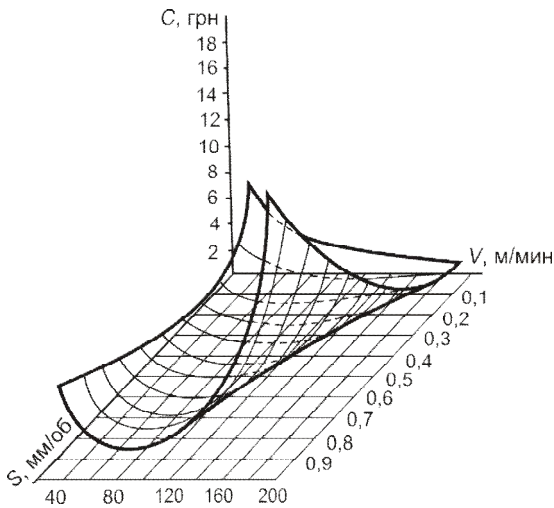


Рисунок 10.4 – Зависимость технологической себестоимости обработки от скорости резания и подачи при условии, что связь $T-V$ – немонотонна

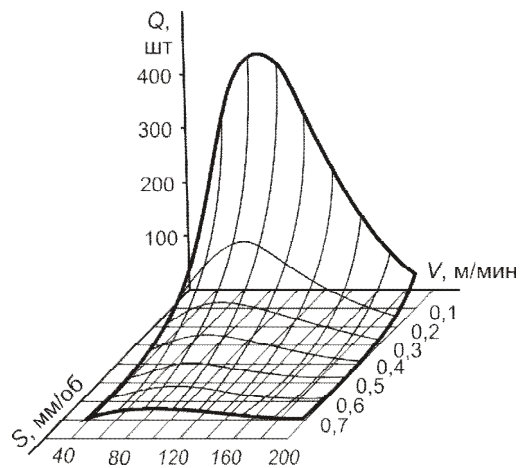


Рисунок 10.5 – Поверхность $Q = f(V, S)$

10.4. Использование технологических критериев для оптимизации процесса резания

При проектировании новых технологических процессов металлообработки часто отсутствуют необходимые исходные данные о себестоимости и производительности, в связи с чем не представляется возможным использовать указанные критерии при расчете оптимальных режимов резания.

В работах [9, 10, 11] предлагается метод оптимизации режимов резания по двум критериям, в качестве которых выбраны интенсивность резания (количество металла, удаленное в единицу времени) – R и стойкость инструмента T . Выбор параметров R и T обусловлен той важной ролью, которую они играют при проектировании технологических процессов металлообработки, а также их связью с экономическими показателями процесса резания. Поскольку любой экономический критерий может быть выражен как функция только R и T [10], при определенных сочетаниях этих параметров можно достигнуть минимума машинного времени, максимума производительности или минимума себестоимости.

Математическая формулировка рассматриваемой задачи может быть записана следующим образом:

$$\begin{aligned} R(\bar{X}) &\rightarrow \max; \\ T(\bar{X}) &\rightarrow \max; \\ \bar{X} &\in D. \end{aligned} \quad (10.34)$$

Согласно теории многокритериальной оптимизации [9] решением задачи (10.34) является допустимый режим резания \bar{X}_0 , который обладает тем свойством, что не найдется ни одного другого допустимого режима резания, обеспечивающего одновременное увеличение параметров R и T по сравнению с теми значениями, которые соответствуют этому режиму.

Для решения поставленной задачи (10.34) в рассматриваемом методе используются характеристические функции интенсивность резания–стойкость инструмента $R-T-F$ [9, 11]. Основным свойством $R-T-F$ является то, что она описывает все возможные для данного процесса экстремальные сочетания параметров R и T . Аналитически $R-T-F$ может быть выражена в виде зависимости между интенсивностью резания и стойкостью инструмента или в виде зависимости между параметрами режима резания.

Если принимать в качестве переменных только два параметра режима резания – скорость и подачу, а глубину предполагать заданной заранее, то в этом случае, согласно работе [9, 11], аналитическое выражение для $R-T-F$ получается из следующего уравнения:

$$\frac{\partial R(V, S)}{\partial V} \frac{\partial T(V, S)}{\partial S} - \frac{\partial R(V, S)}{\partial S} \frac{\partial T(V, S)}{\partial V} = 0. \quad (10.35)$$

Аналогичным образом функция $R-T-F$ может быть получена и для большего числа параметров процесса резания [11].

10.5. Особенности оптимизации процесса резания при наличии технологических ограничений

Полученные оптимальные параметры процесса резания должны быть проверены на возможность их реализации в конкретных условиях производства, т.е. на их принадлежность области D допустимых значений параметров (10.1). Эта область формируется комплексом технологических ограничений, накладываемых на процесс резания техническими требованиями к качеству поверхности детали, жесткостью системы СПИЗ, техническими возможностями оборудования и т.п. Например, для токарной обработки:

- ограничение по мощности станка – $N_{\text{рез}} \leq N_{\text{ст}}$;
- ограничение по допустимой высоте шероховатости – $R_z \leq R_{z\text{доп}}$;
- ограничение по максимальной силе подачи – $P_x \leq P_{x\text{ст}}$;
- ограничение по максимальному числу оборотов станка – $n \leq n_{\text{стmax}}$;

- ограничение по минимальному числу оборотов станка $n \geq n_{\text{ст min}}$;
- ограничение по максимальной подаче станка $S \leq S_{\text{ст max}}$;
- ограничение по минимальной подаче станка $S \geq S_{\text{ст min}}$ и т.п.

Каждое из этих ограничений является функцией оптимизируемых параметров, и все они вместе образуют область D допустимых значений условий резания [8]. Оптимальные условия резания определяются исходя из возможных сочетаний между параметрами \bar{X}_0 , соответствующими экстремуму критерия оптимизации и областью допустимых значений D .

Пусть \bar{X}_0 определяет наилучшие условия обработки и принадлежит множеству D . Тогда \bar{X}_0 будет являться решением задачи (10.1). В случае, когда \bar{X}_0 не принадлежит множеству допустимых режимов D , решение рассматриваемой задачи основано на следующих соображениях. Из того, что только на \bar{X}_0 достигаются экстремальные значения критерия оптимизации, следует, что условия обработки (с точки зрения сочетания этих параметров) вне \bar{X}_0 изменяются монотонно. Таким образом, если \bar{X}_0 определяет наилучшие условия обработки, то по мере удаления от \bar{X}_0 эти условия монотонно ухудшаются. Очевидно, что в этом случае оптимальный режим достигается в наиболее близкой к \bar{X}_0 точке границы множества D . Если же \bar{X}_0 описывает наихудшие условия обработки, то по мере удаления от \bar{X}_0 эти условия монотонно улучшаются. В этом случае оптимальный режим достигается в наиболее удаленной от \bar{X}_0 точке границы множества D . Учитывая это, можно использовать для оценки качества режима резания расстояние от \bar{X}_0 до границы множества допустимых режимов резания D , решая задачу линейного программирования [8].

Вопросы для самопроверки

1. Какие критерии оптимизации при определении режимов резания вы знаете?
2. Что называется экономическим периодом стойкости и от чего он зависит?
3. Что называется периодом стойкости наибольшей производительности (максимального ресурса инструмента) и от чего он зависит?
4. В чем особенность одно- и многопараметрической оптимизации режимов?
5. В чем особенность оптимизации режимов при монотонной и немонотонной стойкостной зависимости?
6. В чем особенность оптимизации режимов при наличии ограничений?

Список литературы к разделу 10

1. Справочник технолога-машиностроителя : в 2-х т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – С. 429–431.
2. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания на токарно-автоматные работы. – М. : Машиностроение, 1977. – 207 с.

3. Общемашиностроительные нормативы времени: вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно-заключительного для технического нормирования станочных работ: Серийное производство. – М. : Машиностроение, 1974. – С. 319–331.
4. Общемашиностроительные нормативы времени: вспомогательного, на обслуживание рабочего места и подготовительно-заключительного для технического нормирования станочных работ: Крупносерийное производство. – М. : Машиностроение, 1964. – С. 239–253.
5. Оптовые цены на инструмент и средства измерения: Режущий инструмент : прейскурант № 18-06. – М. : Прейскурантиздат, 1981. – 556 с.
6. Лом и отходы материалов и сплавов : прейскурант № 02-05. – М. : Прейскурантиздат, 1981. – 266 с.
7. Справочник по обработке металлов резанием / под ред. Ф.Н. Абрамова, В.В. Коваленко, В.Е. Любимова и др. – К. : Техника, 1983. – С. 48–58, 239.
8. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
9. Ravignani O.L. Cutting Rate-Tool Life Functions (R–T–F) General Theory and Applications / O.L. Ravignani, V.A. Tipnis, M.Y. Friedman // Annals of the CIRP. –1977. – Vol. 25/1. – P. 295.
10. Жедь В.П. Метод расчета оптимальных режимов резания / В.П. Жедь, А.И. Сосон, В.М. Башков // Вестник машиностроения, 1979. – №9. – С. 43–45.
11. Петрухин С.С. Разработка метода многопараметрической оптимизации режимов резания и геометрии режущей части инструментов / С.С. Петрухин, Н.П. Мазур, Т.В. Исаева // Современные проблемы резания инструментами из сверхтвердых материалов : тез. докл. Всесоюзной конф. – Харьков, 1981. – С. 187–189.
12. Расчет оптимальных режимов резания материалов : методич. указ. [к курсовому, дипломному проектированию и самостоятельной работе студентов специальностей 1201, 1202] / сост. Н.П. Мазур. – Хмельницкий : ХТИБО, 1989. – 28 с.

Раздел 11

СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СРЕДЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ

Значительная часть механической обработки выполняется с применением смазочно-охлаждающих технологических сред – СОТС, подаваемых в зону резания, в основном, в виде смазочно-охлаждающих жидкостей – СОЖ, реже – газов и наносимых на рабочие участки инструмента твердых смазок.

Влияние СОТС на систему резания носит комплексный характер, меняющий не только тепловую и силовую нагруженность контактных слоев инструмента, но и напряженно-деформированное состояние зоны стружкообразования. Отличительной особенностью трибосистемы резания является отсутствие автономного устойчивого смазочного слоя в той контактной области, где выполняется основная работа трения и стружкообразования. Поэтому СОТС активно влияют на условия в зоне пластического контакта в основном косвенным способом, связанным с изменением площади фактического контакта и градиентных соотношений температур и напряжений, ответственных за процессы энерго- и массопереноса.

Применение СОТС имеет целью снижение температуры, силы резания и потребляемой мощности, что приводит к повышению стойкости инструмента, качества обработанной поверхности и производительности. Эти требования достигаются, если СОТС интегрированно или избирательно оказывают смазывающее, охлаждающее, разрушающее (облегчающее процесс деформации), защитное, моющее и, как показывают исследования последних лет, упрочняющее действия.

11.1. Смазочное действие СОТС

Смазочное действие СОТС заключается в том, что в результате взаимодействия ее компонентов с трущимися поверхностями инструмента, стружкой, поверхностью резания и обработанной поверхностью детали уменьшаются процессы схватывания и трения, и, как следствие – степень деформации (см. зависимость (3.34)), температура резания, износ инструмента и шероховатость формируемой поверхности.

Классическая гидродинамическая смазка жидкой пленкой [1] в условиях резания может иметь место только в конце упруго-пластического контакта ($l_1 - l_0$), так как толщина жидких пленок (около 0,1 мкм) на несколько порядков меньше средней высоты микронеровностей взаимодействующих поверхностей.

Более характерна при резании граничная смазка [8], представляющая собой смазку пленкой, образующейся в результате физической или химической адсорбции (хемосорбции) активных элементов СОТС на ювенильных участках трущихся поверхностей. Граничная пленка, пассивируя контактируемые поверхности и имея более низкое чем у металла сдвиговое сопротивление, ослабляет адгезионные связи и соответственно адгезионную составляющую среднего коэффициента трения (3.35). Таким образом, *смазывающее действие СОТС проявляется в снижении химической активности образуемых в процессе резания ювенильных поверхностей, уменьшении количества и размеров адгезионных пятен (мостиков сварки), а также в образовании граничной смазки.*

Граничная смазка ослабляет данные процессы в зависимости от прочности ее связи с контактной поверхностью и сопротивления самой пленки на сдвиг. Эти факторы определяются энергией физической или химической адсорбции. Первая характеризуется слабыми Ван-дер-Вальсовыми силами (энергия адсорбции до 4×10^4 Вт/моль), вторая – во много раз большими – химическими (энергия адсорбции до 4×10^5 Вт/моль), вызывающими изменение структуры поверхностного слоя.

В применяемых СОТС энергия адсорбции углеводородных жидкостей на железе растет в последовательности: керосин – индустриальное масло – растительные масла – керосин с поверхностно-активным веществом (ПАВ). По этой причине смазывающая эффективность минеральных масел ниже, чем растительных, используемых в качестве присадок и аэрозолей, полярные молекулы которых, адсорбируясь (подобно магнетикам) одним концом на поверхности инструмента, образуют контактную, плотную смазочную пленку (рис. 11.1). Подобное действие оказывают также соединения, содержащие серу, хлор, галогены, группы OH, NH₂, SOH и др. При толщине в одну молекулу такую смазку называют адсорбционной.

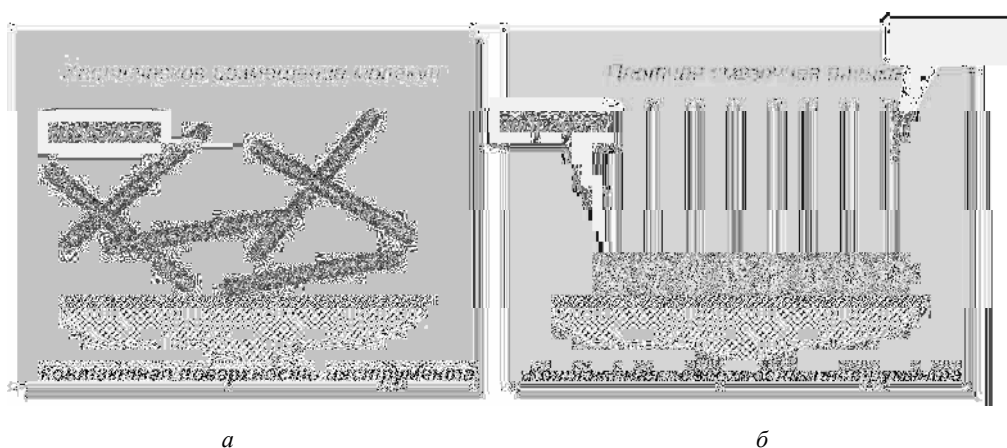


Рисунок 11.1 – Расположение молекул СОТС на контактной поверхности режущего инструмента:
а – неполярные на основе минеральных масел; б – полярные на основе растительного масла

Смазочное действие внешней среды – сложная картина одновременно происходящих, взаимосвязанных физических и химических явлений. В зависимости от условий резания они представляются адсорбированными на контактных, приконтактных и обработанных поверхностях атомами и молекулами технологической среды, различного рода пленками химических соединений обрабатываемого и инструментального материалов с элементами среды, в виде твердых растворов атомов данной среды в кристаллических решетках взаимодействующих материалов, усиливаемые деформационными и тепловыми процессами. Определение условий доминирования какого-либо из указанных процессов в каждом конкретном случае и определяет поиск оптимального состава СОТС и варианта ее подачи в зону резания.

Для улучшения смазывающих свойств СОТС (снижения адгезии) применяют присадки, в качестве которых используют жиры растительного и животного происхождения (поверхностно-активные присадки), соединения, содержащие S, Cl, P, I (химически активные присадки), нанопорошки и некоторые другие элементы.

Жировые масла эффективны при низких скоростях резания, так как металлические мыла, образуемые в результате взаимодействия жирных кислот и паров масел с металлом, сохраняют смазочные свойства до 200 °С.

Присадки, содержащие S, Cl, P, I, применяют при обработке труднообрабатываемых материалов, высоколегированных сталей и сплавов при тяжелых режимах резания, нарезании резьбы, протягивании, зубообработке, черновом и профильном шлифовании и др. При высоких температуре и давлении активная часть присадок, взаимодействуя с ювенильными поверхностями, образует на них граничные пленки: сульфиды, хлориды, фосфаты, диодиды. Они снижают процессы схватывания и, имея более низкое сопротивление срезу, чем основной металл, уменьшают средний коэффициент трения движущихся поверхностей. При этом образующиеся пленки достаточно термостойки. Сульфиды термически не разлагаются и сохраняют смазывающее действие до 800 °С, хлориды – до 400 °С. Одновременно атомы указанных элементов, входящих в состав присадок, в условиях высоких давлений, температур и градиентов напряжений диффундируют в поверхностные слои трущейся пары, образуя слои с более низкими сопротивлениями сдвигу и температурами плавления, т.е. уменьшают размеры вырываемых при адгезионном износе частиц. На практике их называют смазками высокого давления.

Эффективность присадок зависит как от строения радикалов и наличия полярных молекул, так и *синергизма их действия, когда каждая присадка в присутствии другой действует сильнее, чем самостоятельно*. Синергизм может объясняться ускорением адсорбирующего элемента под влиянием другого, что приводит к образованию соединений с повышенной активностью. Так, хлориды железа более пластичны, чем сульфиды. На практике это проявляется в повышенной эффективности серо- и хлорсодержащих присадок, оказывающих таким образом каталитическое действие на последующий ход реакций. Следует отметить, что смазочное действие масел, как правило, увеличивается по мере их окисления и особенно заметно при введении в масло озона [1].

Проявлению смазочного действия, естественно, должно предшествовать проникновение среды на площадки трения. Считают, что внешняя среда поступает в зону контакта как в натуральном виде (не изменяя своего агрегатного состояния и химического состава), так и в виде паров (газообразном и диссоциированном состоянии) и, вступая в реакцию с кислородом воздуха, а также подвергаясь пиролизу, с образованием новых химических продуктов.

Доступ смазочного материала на трущиеся поверхности может осуществляться (рис. 11.2) [3]:

- а) через сеть непрерывно образующихся и разрушающихся капилляров между трущимися поверхностями стружки и инструмента;
- б) за счет образования полостей (вакуумного всасывания), вызванных периодически (до сотен раз в секунду) срывами нароста;
- в) нарушения плотности контакта вследствие вибраций (колебаний) инструмента и заготовки;
- г) в результате диффузии некоторых атомов, молекул или ионов СОТС по внутренней микрокапиллярной системе микрощелей и микротрещин в деформируемой зоне стружкообразования.

При низких и средних скоростях резания контакт стружки с резцом имеет дискретный характер и образующиеся капилляры размером в 1...2 мкм, обеспечивая движение жидкости со скоростью 3...4 м/с, непрерывно питают зону трения смазочным материалом.

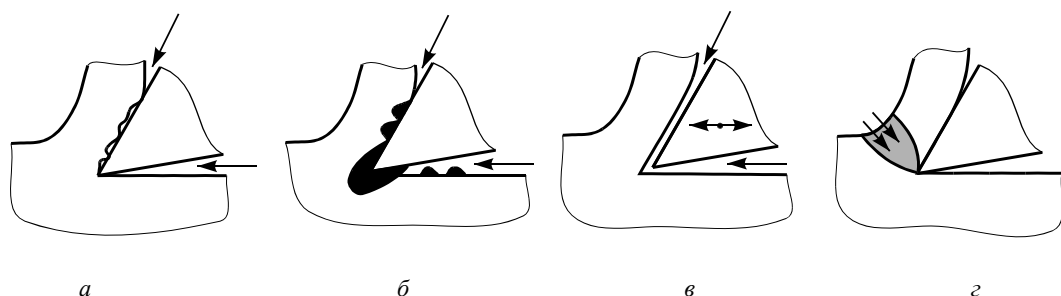


Рисунок 11.2 – Схемы поступления смазочного материала в контактную зону при резании металлов [3]

При высоких скоростях трения, когда плотность контакта стружки с инструментом возрастает, проникновение смазочного материала на трущиеся поверхности возможно в газообразном состоянии.

Решающее влияние на проникающую способность СОТС оказывают размеры атомов и молекул смазочного материала, их способность подвергаться термической диссоциации и адсорбированию на трущихся поверхностях инструмента. Так, молекулы олеиновой и стеариновой кислоты имеют длину органической цепи соответственно 190 нм и 225 нм, молекулы соединений на основе серы и хлора 15...20 нм, что во много раз меньше размеров капилляров.

СОТС проникает в контактную зону в основном через боковую границу контакта стружки с передней поверхностью инструмента и ее действие ограничивается периферийной зоной вокруг площадки схватывания, в которой возникает прерывистый контакт. В результате *уменьшаются размеры как упруго-пластического, так и пластического контактов.*

По условиям дороговизны, охраны труда рабочих или экологии не все элементы, способные оказать высокие смазочные действия, можно вводить в составы СОТС в растворенном или диспергированном состоянии. В настоящее время разработаны способы введения их в капсулированном виде, т.е. в виде, когда требуемые компоненты СОТС (до 99%) заключены в капсулу – тонкую оболочку пленкообразующего материала из синтетических и природных материалов или парафина [10, 11]. В зависимости от размеров они подразделяются на макро- (0,5...5,0 мм), микро- (10^{-3} ...1,0 мм) и нанокапсулы ($5...20 \times 10^{-7}$ мм). В процессе резания содержимое микрокапсул высвобождается вследствие механического и теплового разрушения и диффузии сквозь оболочку. Эти механизмы реализуются, как правило, одновременно. Первый доминирует при резьбонарезании, разворачивании, особенно при абразивной обработке, когда условия контактирования способствуют «защемлению» капсул. Вклад же от диффузии и теплового разрушения увеличивается с ростом температуры.

Капсулирование СОТС – сложный и дорогостоящий процесс. Преимущество применения этого метода в том, что он обеспечивает точную дозировку требуемых веществ, маскирует их запах, снижает летучесть, токсичность, пожаростойкость и т.п.

Смазочные эффекты, проявляясь избирательно или интегрировано, улучшают практически все показатели функционирования системы резания и ее выходные параметры: увеличивается стойкость инструмента и возрастает производительность обработки, уменьшается шероховатость и волнистость обработанной поверхности, снижаются остаточные напряжения, стабилизируется процесс наростообразования, уменьшаются размеры нароста, проч-

ность и сила его сцепления с инструментом; снижаются силы трения, расход энергии и температура резания.

Тем не менее, смазывающее действие СОТС может иметь и отрицательные последствия:

- при резании металлов, граничные пленки которых имеют более высокую прочность, чем обрабатываемый материал, силы трения возрастают (например: при резании свинца в среде четыреххлористого углерода, железа в среде керосина, алюминия, меди, свинца на воздухе относительно резания в вакууме);
- в результате химического воздействия СОТС происходит повышенное окисление связки и карбидов твердосплавных инструментов, что интенсифицирует их износ;
- окисные пленки, образуемые на поверхности химически активных материалов (например, титановых сплавов), вследствие их низкой теплопроводности при абразивной обработке вызывают появление тепловых трещин;
- когда нарост оказывает позитивное влияние на износ, а возникающие пленки способствуют его исчезновению;
- в определенных условиях (например, недостаточной жесткости технологической системы) снижается производительность алмазно-абразивной обработки вследствие увеличения количества зерен, проскальзывающих по обрабатываемой поверхности и не участвующих в процессе резания.

11.2. Охлаждающее действие СОТС

Охлаждающая способность СОТС определяется их теплофизическими параметрами: величинами теплопроводности, теплоемкости, кинематической вязкости и теплотой фазового превращения. Эти свойства СОТС, так же как и смазочные, оказывают влияние (но через другой механизм) на основные показатели процесса резания: температуру, характер образования стружки (через разные тепловые удлинения ее наружной и прирезцово-й стороны), износ и стойкость инструмента, точность обработки, шероховатость поверхности, остаточные напряжения в поверхностном слое детали.

Теплообмен с СОТС может иметь и отрицательные последствия. При высоких скоростях и прерывистом резании с применением СОТС на режущей части твердосплавного инструмента развиваются термические трещины, снижающие его стойкость (см. пп. 6.2.1). Термические трещины появляются вследствие интенсивного охлаждения и на операциях шлифования материалов с низкой теплопроводностью, например, титановых сплавов.

Одной из главных функций СОТС является отвод тепла из зоны резания (см. (5.1)). На рис. 11.3 представлены результаты экспериментов, полученные при точении различных материалов с применением в качестве СОТС 5% водного раствора соды и масла (Индустриальное-20). Как видно, СОТС существенно меняют теплофизическую обстановку в зоне резания, забирая при низких скоростях до 80% выделяющегося тепла при охлаждении водным раствором (кривые 4) и до 60% – маслом (кривые 5).

В общем случае, с увеличением скорости резания количество тепла, забираемое СОТС из всех участков зоны резания, должно расти, имея вполне определенное (соответствующее сокращению времени контакта) снижение в темпах. Полученные данные (рис. 11.3, кривые 2, 3)

показывают, что это положение в реальных условиях проявляется при резании только на относительно низких скоростях. После достижения же скоростей 80...100 м/мин при охлаждении водным раствором и 50...60 м/мин – маслом, интенсивность теплоотдачи резко уменьшается, и в дальнейшем количество тепла, отнимаемого СОЖ, практически остается неизменным. И эта закономерность проявляется при обработке резко отличающихся по свойствам материалов в среде как водной, так и масляной СОТС.

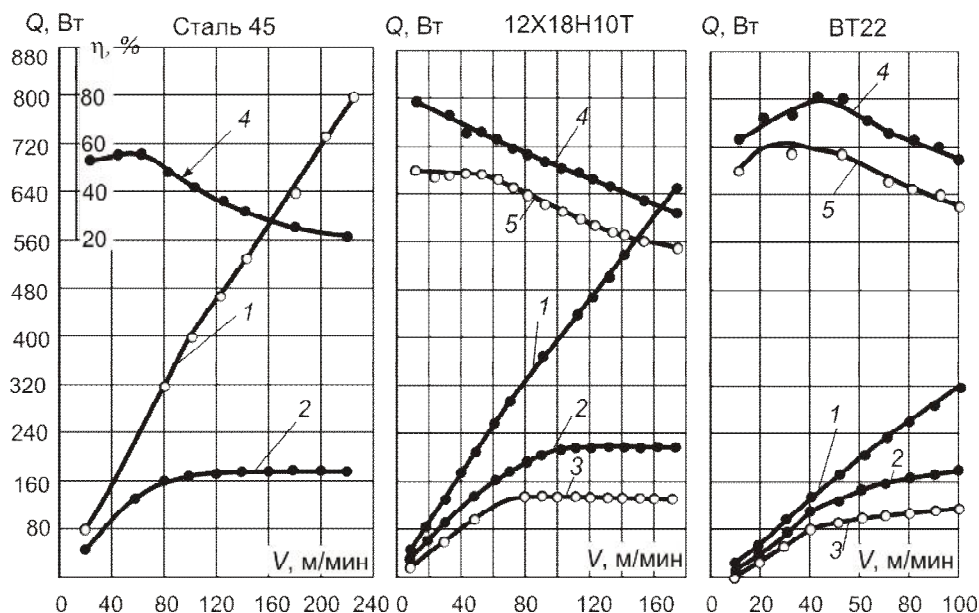


Рисунок 11.3 – Влияние охлаждения на тепловые характеристики процесса резания (ВК8, $S = 0,14$ мм/об, $t = 1,0$ мм) [7]:

1 – общее количество выделившегося тепла; 2, 3 – абсолютная и 4, 5 – относительная интенсивность охлаждения зоны резания соответственно водным раствором соды и маслом

Эти факты указывают на появление барьеров для теплоотдачи на контактных поверхностях. Ими могут быть образуемые в результате гидродинамических эффектов поверхностные пленки, тормозящие или блокирующие теплоотвод как от инструмента, так и от свободных поверхностей движущейся стружки и заготовки. Роль таких пленок возрастает с увеличением плотности тепловых потоков. Поэтому при низких скоростях резания, когда плотность теплового потока мала, они не представляют особых барьеров для теплоотдачи. В случаях высоких скоростей в присутствии пленок теплоотвод может быть настолько затруднен, что температура относительно резания всухую не будет изменяться или даже повысится.

Охлаждающая жидкость не может непосредственно воздействовать на главный источник тепловыделения (зону внутреннего трения), а лишь способствует отводу теплоты с поверхностей стружки, заготовки и инструмента. Отвод теплоты в стружку и заготовку оказывает незначительное влияния на температуру резания, так как они находятся очень мало времени на площадке контакта. Однако то, что СОТС забирает до 60...80% общей теплоты резания, приводит к существенному перераспределению теплоты в рамках теплового баланса (5.1).

В табл. 11.1 [7] представлены результаты калориметрических измерений при резании (температурах резания 375 и 750 °С) различных по свойствам материалов резцом из ВК8 (в числителе – при резании всухую, в знаменателе – при охлаждении водой).

Таблица 11.1 – Тепловой баланс при резании с применением СОТС [7]

Обрабатываемый материал	ВТ22		12Х18Н10Т		Сталь 45	
	375 °С	750 °С	375 °С	750 °С	375 °С	750 °С
Температура резания						
Стружка, %	23,5/18	44/18,5	46,5/20	62,6/20	37,5/26,5	67,5/60
Заготовка, %	62,5/13,3	45/7,7	47,5/10	30/6	52,5/17,5	25/8,5
Инструмент, %	14/1,2	11/1,4	6,5/2	7,5/2	5/0,4	7,5/2
СОТС, %	67,3	72,8	68,0	46,0	55,6	29,5

Основные выводы, связанные с перераспределением теплоты резания при охлаждении СОТС [7], следующие.

1. *Смазочно-охлаждающая жидкость существенно снижает количество тепла, забираемого элементами системы. Однако степень влияния на каждое составляющее формулы (5.1) зависит от обрабатываемых материалов и условий резания.*

2. *Количество тепла, содержащееся в заготовке при применении СОТС, уменьшается относительно такового при резании всухую от 3 до 5 раз, в инструменте – до 10 раз, тогда как в стружке – всего в 1,2...2,3 раза. Поэтому охлаждение наиболее эффективно может быть осуществлено через инструмент.*

3. *В указанных условиях контактная температура снижается всего на 5–8%. Следовательно, при охлаждении градиенты температур возрастают, особенно резко на теплообменных поверхностях инструмента, внося соответствующие коррективы в механизм контактных процессов и изнашивания инструментов.*

Температурные поля на передней поверхности инструмента, приведенные на рис. 11.4, показывают важные особенности, отражающие действие СОЖ. Во-первых, применение охлаждающей жидкости не препятствует возникновению высокой температуры, так как выделение теплоты происходило в зоне пластического контакта, не доступного прямому воздействию СОТС. Во-вторых, охлаждение обусловило резкое повышение градиентов температуры – более высокое при направленно-струйном охлаждении. И наконец, вне зависимости от применяемой среды и способа охлаждения изотермы максимальных температур находятся на некотором расстоянии от вершины инструмента.

Приведенные опыты отражают экстремальные условия резания, когда применение СОТС не оказало заметного влияния на температуру. В реальных же, охватывающих более широкий диапазон условий, СОТС, как правило, способствует снижению температуры резания – при промышленно значимых режимах не более чем на 10...12%.

Указанные обстоятельства определяют и характер влияния охлаждающих свойств СОТС на стойкость инструментов. При точении быстрорежущим инструментом (рис. 11.5) роль охлаждения проявляется однозначно – все используемые СОТС вызвали повышение стойкости. При этом больший эффект повышения стойкости имеет место при использовании СОТС с более высокими охлаждающими свойствами, особенно на водной основе.

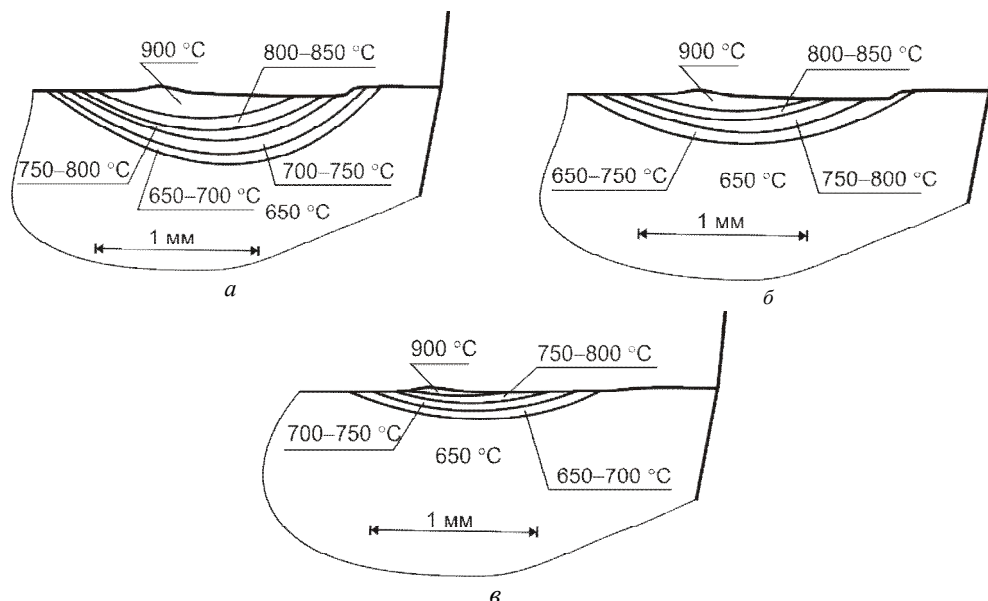


Рисунок 11.4 – Распределение температуры в инструменте из быстрорежущей стали при обработке железа со скоростью резания $V = 183$ м/мин в различных средах: а – всухую; б – при поливе СОЖ на переднюю поверхность инструмента; в – при подаче СОЖ под давлением на заднюю поверхность инструмента [6]

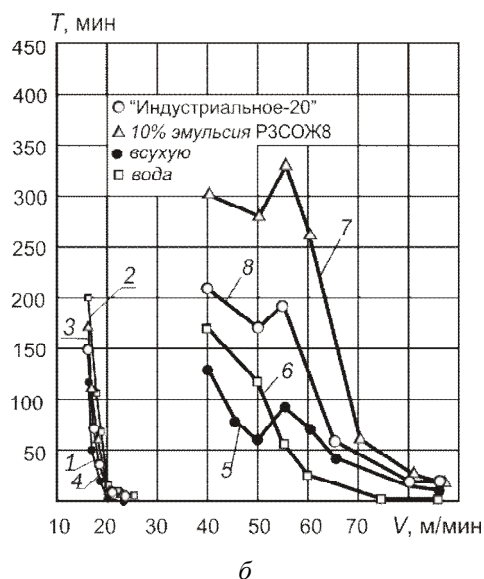
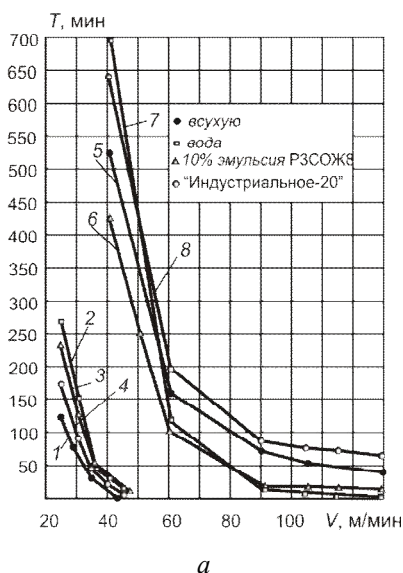


Рисунок 11.5 – Значения стойкости резцов при резании 12X18H10T (а) и BT22 (б) в различных СОТС [7]: ($S = 0,14$ мм/об, $t = 1,0$ мм): 1, 2, 3, 4 – Р9К5; 5, 6, 7, 8 – ВК8

При резании твердосплавным резцом не все СОТС обеспечивают положительный эффект, указывая на негативную роль высоких градиентов температур для инструментов из твердого сплава. Во всем исследованном диапазоне скоростей наибольшую эффективность

показала 10%-я водная эмульсия РЗСОЖ8, содержащая в своем составе кристаллический йод, т.к. при применении данной среды проявлялся смешанный эффект: охлаждение и антифрикционные функции дийодидов.

11.3. Упрочняющее действие СОТС

В работах [7, 12] на основе исследований, связанных с трансформацией свойств контактных слоев инструмента (структуры, микротвердости, плотности дислокаций, электрического сопротивления), показано, что эти слои в процессе резания не только разупрочняются, но и в определенных условиях упрочняются. Для быстрорежущего инструмента такие условия соответствуют температурному диапазону 200...350 °С и ограничиваются в нижнем пределе уровнем давлений до 500 МПа, в верхнем – сопротивлением режущего лезвия хрупкому разрушению. В интервале указанных давлений эффект упрочнения тем выше, чем больше удельные нормальные нагрузки.

Этот факт позволяет принципиально по новому оценить один из эффектов действия СОТС – уменьшение площади контакта стружки с передней поверхностью инструмента и рост, вследствие этого, удельных контактных нагрузок. Действительно, отрыву частицы в ходе износа сопутствует ее пластическая деформация с примыкающими к ней микрообъемами. Частица сможет оторваться только после исчерпания запаса пластичности – предельного упрочнения, оставив после себя часть (как бы след) упрочненных слоев, которые в совокупности с деформируемыми, но еще не изношенными объемами и составляют упрочненный слой. Естественно, этот процесс, отображающий закономерности перехода внешнего трения контактных слоев инструмента к внутреннему, проявляется тем в большей мере (объемах и степени деформации), чем выше уровень удельных контактных нагрузок.

Исследования [13] показывают, что масляные среды существенно (до 60...80%) повышают уровень контактных напряжений относительно резания всухую. В среде масел растительного происхождения нормальные давления достигают более 700 МПа (при температурах 200...400 °С), что, заметно превышая нижний предел упрочнения – 500 МПа, обуславливает прирост прочности контактных слоев до 40%. Такие упрочненные слои, формируемые на контактных поверхностях инструментов при резании различных материалов, в отмеченных условиях обнаруживают 2–4-х кратное повышение износостойкости исходной структуры, при резании же труднообрабатываемых материалов, характеризующихся развитием высоких давлений, – 5...6-ти кратное [7].

Приведенные результаты исследований обнаруживают *принципиально новый механизм действия СОТС – возможность упрочнения контактных слоев инструмента при их применении и выход на управление износом через этот механизм* [13]. Указанное явление имеет деформационную природу и его проявление в контактном процессе определяется двумя одновременно действующими и конкурирующими факторами: деформационным упрочнением и термическим разупрочнением. Это сочетание и определяет степень трансформации свойств деформируемых контактных слоев инструмента. В результате, в реальных условиях, охватывающих широкий диапазон температур и нагрузок, рабочие поверхности инструмента могут изнашиваться, находясь в 3-х состояниях: исходном – I, упрочненном – II и разупрочненном – III (рис. 11.6).

В состоянии *I* вследствие относительно низких температур (до 200 °С) деформационные процессы на контактных поверхностях инструмента затруднены (приращение твердости $\Delta H_\mu \approx 0$) и исходная структура не претерпевает заметных изменений при износе.

Для состояния *III* характерны процессы разупрочнения контактных слоев инструмента ($\Delta H_\mu < 0$), стимулируемые повышенными значениями температур (более 400 °С). Все меры, включая применение СОТС, принимаемые с целью снижения интенсивности износа в этих условиях, так или иначе направлены на замедление процесса разупрочнения и сохранение свойств исходной структуры инструментального материала.

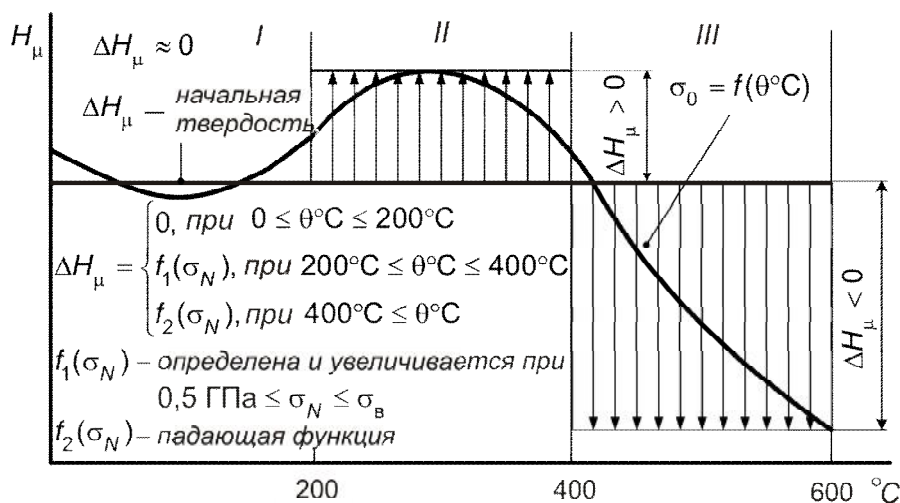


Рисунок 11.6 – Схема влияния температуры на трансформацию свойств контактных слоев быстрорежущего инструмента

Состояние *II* охватывает диапазон температур от 200 до 400 °С, при которых испытания сталей деформационным воздействием обнаруживают так называемый «горб прочности», отражающий превалирование упрочнения над разупрочнением в зависимости $R_m = f(\theta^\circ\text{C})$. При резании данный процесс стимулируется тем, что предел текучести инструментального материала в его контактных слоях в результате нагрева значительно падает и действующие нагружающие напряжения оказываются достаточными для их пластической деформации. Естественно, в диапазоне данных температур, чем выше уровень контактных напряжений, тем выше степень упрочнения и ниже интенсивность износа [13,14]. Эта связь достигается подбором СОТС, растительные масла среди которых наиболее эффективны.

Формирование при резании отмеченных вторичных упрочненных структур есть результат проявления фундаментального явления природы – самоорганизации. Суть явления заключается в том, что при действии внешнего возмущения ответная реакция воспринимающей системы как материального объекта максимально компенсирует вызвавшую это возмущение причину. Оптимальным вариантом самоорганизации контактных процессов является структурная приспособляемость – образование вторичных структур, обладающих прочностными свойствами, превосходящими исходную. В состоянии *II* самоорганизация реализуется последовательной цепью

взаимосвязанных процессов: *силовая и тепловая нагрузка контакта → пластическая деформация поверхностных (трущихся) слоев → образование упрочненных (вторичных) структур → износ (усталостное разрушение) исчерпавших запас пластичности фрагментов.*

Роль СОТС в этой цепочке выражена в том, что она, снижая площадь контакта стружки с передней поверхностью инструмента, обуславливает рост удельных нормальных нагрузок, ответная реакция на который выражается усилением деформации контактных слоев и их трансформацией в направлении упрочнения.

Ряд инструментов из быстрорежущей стали по требованиям технологии (резьбообразующие, протяжки, зенкеры, развертки и т.п.) работают при режимах резания (температурах 200...400 °С и давлениях более 500 МПа), при которых процессы упрочнения протекают в ходе самого процесса (самоупрочнение).

В общем же случае, установленный эффект открывает принципиально новый путь использования СОТС, а именно – по аналогии с трущимися парами применение их в качестве приработочных (упрочняющих) масел при резании. Для этого особенно перспективны СОТС на растительной основе, так как последние, подаваемые в режиме минимальной смазки (около 3,0 мл/мин), обеспечивают наибольший эффект упрочнения.

Таким образом, в плане влияния на износ инструмента смазывающий и охлаждающий механизмы действия СОТС должны быть дополнены упрочняющим механизмом.

11.4. Разрушающее (расклинивающее) действие СОТС

Под разрушающим действием СОТС понимают ее способность облегчать работу образования новых поверхностей в момент их возникновения в процессе пластической деформации и разрушения обрабатываемого материала, т.е. способность понижать свободную поверхностную энергию деформируемого твердого тела по сравнению с величиной поверхностной энергии на границе этого тела и вакуума.

Физический смысл данного явления, открытого в 1928 г. академиком П.А. Ребиндером, заключается в следующем [9]. В ходе деформации и разрушения твердого тела обнажаются и перестраиваются его внутренние связи. Эти связи ослабляются и их разрыв облегчается, если их частично удастся отвлечь на взаимодействия с атомами внешней среды, адсорбирующимися на свежееобразуемых поверхностях.

Таким образом, понижение прочности следует ожидать тогда, когда свободная энергия поверхностного взаимодействия будет соизмерима с поверхностной энергией твердого тела, т.е. прочность удастся снизить тем больше, чем сильнее будет уменьшена поверхностная энергия. Для большинства материалов, используемых в технике, достаточно, чтобы свободная энергия поверхностного взаимодействия составляла 50...100 КДж/моль.

Если внешняя среда, вводимая в зону обработки, обеспечивает относительно слабое уменьшение поверхностной энергии, что имеет место при физической адсорбции, то достигается поверхностный пластифицирующий эффект, т.е. локализация пластической деформации в тонком поверхностном слое. Образующийся вследствие пластифицирующего эффекта размягченный слой выполняет роль дополнительного смазочного материала и, уменьшая трение на контактных поверхностях и снижая избыточную деформацию в стружке и обрабатываемом изделии, позволяет улучшить качество получаемой поверхности. Особенно высокая роль пластифицирования при обработке металлов давлением.

Максимальное снижение поверхностной энергии твердого тела при физической адсорбции не превышает 10% исходного значения. Поэтому адсорбция органических ПАВ обеспечивает облегчение разрушения только веществ с малой энергией связи в кристаллической решетке, как-то некоторых ионных кристаллов, легкоплавких металлов и полимеров. В обычных условиях повышение стойкости инструмента происходит как вследствие проявления эффекта Ребиндера, так и в результате улучшения смазочных свойств среды. Например, введение в состав нитритно-содового раствора триэтанолоаминового эфира олеиновой кислоты с высокой адсорбционной способностью при точении стали X18H9T повышает стойкость резца из Р6М5 в 2 раза. По данным [1, 2] весьма эффективны так же смеси эфиров высших непредельных кислот талового масла (олеиновой, линолевой, линоленовой) и триэтанолamina, выпускаемые под торговым названием «Эмультал».

Для облегчения процесса резания выгоднее хемосорбция, так как ее энергия взаимодействия значительно больше, чем при физической. При этом достигается охрупчивание твердого тела и облегчение процесса его разрушения. Компенсация разрыва связей в этом случае оказывается более эффективной и свободная поверхностная энергия твердого тела снижается особенно сильно, приводя к заметному проявлению пластифицирующего и разрушающего действия СОТС. Такая роль ПАВ тем выше, чем более сходны химический состав и строение внешней среды и разрушаемого тела. Поэтому эффективной внешней средой, обеспечивающей охрупчивающее и разрушающее действие при лезвийной обработке и шлифовании, являются расплавы металлов: олова, цинка, ртути, кадмия, висмута, свинца и др. Высокими пластифицирующими и разрушающими свойствами в процессах лезвийной и абразивной обработки обладают медно-аммиачные комплексы. Так, при сверлении труднообрабатываемого никель-титанового сплава их применение обеспечило 30-ти кратное ускорение обработки [2].

Действием механизма хемосорбции объясняется и эффективность некоторых органических жидкостей (олеиновой и стеариновой кислоты, четыреххлористого углерода), широко используемых при обработке металлов, а также органических кислот, спиртов, серо-, хлор-, йод-, и фосфорсодержащих соединений, являющихся неизменным компонентом СОТС.

Необходимо отметить, что в современных составах СОТС разрушающее (пластифицирующее) и смазочное действия обеспечиваются одновременно.

11.5. Моющее действие СОТС

Моющее действие СОТС связано с обеспечением непрерывного удаления из зоны обработки шлама, содержащего куски мелкой стружки, продукты износа инструмента, окалину, песчинки и другие инородные включения, оставшиеся в заготовке от предыдущих операций. При шлифовании моющее действие должно обеспечить также защиту и очистку от засаливания абразивного инструмента (закрытия пор абразивного инструмента частицами оплавленной стружки), снижающего его режущую способность.

Твердые частицы, остающиеся в СОТС, попадая в зону контакта инструмента и детали, усиливают износ его рабочих участков, ухудшают микрогеометрию обработанной поверхности.

Моющее действие СОТС имеет первостепенное значение при обработке резанием материалов, образующих мелкие рассыпчатые стружки (чугун, пластмасса и т.п.), а также при

абразивной обработке (особенно финишной) для предотвращения налипания мельчайших осколков стружки на инструмент и обработанную поверхность. Велико значение этого действия на операциях, характеризующихся затрудненным удалением стружки: сверления, растачивания, развертывания, протягивания глубоких отверстий и особенно глухих (например, нарезаний резьбы).

Эффективность мощного действия СОТС зависит от способности его поверхностно-активных элементов адсорбироваться и уменьшать поверхность натяжения на границе раздела твердое тело–жидкость. Образующиеся пленки снижают адгезию шлама к поверхности инструмента и детали.

Наилучшим смывающим действием обладают керосин, содовые и мыльные растворы, которые образуют тончайшие пленки, разделяющие мелкие частицы стружки и абразива, препятствующие как их слипанию друг с другом, так и с поверхностями детали и инструмента.

Очистка СОЖ от механических примесей приводит к существенному повышению стойкости инструментов. Оснащение фильтрующими устройствами фрезерных и многошпиндельных станков повышает стойкость фрез в 5...10 раз, сверл с внутренним охлаждением до 200%, разверток, расточных и фасонных резцов на 44...87% [2]. При этом продлевается срок использования СОЖ, сокращается трудоемкость очистки системы ее подвода (баков – отстойников, трубопроводов, лотков, сливных каналов и др.), простой металлорежущих станков, повышается культура производства.

11.6. Защитное действие СОТС

Защитное (антикоррозионное) действие СОТС связано с химической защитой образующейся в процессе резания ювенильной поверхности от вредного воздействия атмосферы воздуха, обуславливающего понижение прочности и эксплуатационных характеристик детали.

По склонности к коррозии обрабатываемые материалы различаются весьма широко (от химически инертных нержавеющей сталей до химически активных титановых сплавов) и это обстоятельство является определяющим при выборе способа противокоррозионной защиты. В ряде случаев присадки, используемые для улучшения смазочных свойств, выполняют одновременно и функции ингибиторов коррозии (полимерные ненасыщенные жирные кислоты, дисульфиды, аминокислоты, диалкилдифосфаты). Для СОЖ с присадками серы и хлора эффективны щелочноземельные соли жирных, нафтенных и сульфокислот, а также некоторые оксипропилированные продукты (например, жидкие оксипропилированные амины и амиды, добавляемые в количестве 0,1...2,0%). Хорошими антикоррозионными свойствами и биологической устойчивостью против микроорганизмов, способных съедать до 30% углеводородных компонентов эмульсии и повышать ее коррозионную агрессивность, обладают полимерсодержащие СОТС, в которых в качестве ингибиторов коррозии используется 0,5% фосфаты, нитраты, хроматы и добавки эмульсолов.

Наиболее полно защитное действие проявляется при применении химически инертных газовых сред. Например, циклическая прочность титановых сплавов заметно повышается при обработке в среде аргона [5]. Защиту от коррозии цветных металлов обеспечивают применением масляных СОЖ, содержащих небольшое количество свободной серы.

Одним из перспективных современных направлений является применение СОЖ для одновременного создания на образованной при резании поверхности пленки из металлов, имеющих в СОЖ [17]. Чаще всего – это соединения меди и цинка, на образованную пленку из которых потом электролитическим способом накладывается хром без травления основания. Получаемые пленки могут также использоваться как декоративные или антикоррозионные.

11.7. Применение газовых сред в качестве СОТС

Эффективность газовых сред по сравнению с жидкими значительно ниже, и *их применяют в тех случаях, когда использование СОЖ ограничивается условиями технологического процесса, либо не допускается санитарно-гигиеническими нормами* [1, 2, 6]. В качестве газообразных СОТС применяются как химически активные газы (кислород, углекислый газ, водород, сероводород, хлор и др.), так и инертные (аргон, гелий).

Активные газы, образуя на доступных для них участках контакта разделительные пленки, способствуют снижению работы трения, уменьшению износа и шероховатости обработанной поверхности. Наиболее сильным окислителем является кислород. Им обдувают зону резания при обработке ряда труднообрабатываемых материалов (например, при точении, сверлении и шлифовании кислотостойких и жаропрочных сталей и сплавов), а также при заточке инструментов из твердых сплавов.

Применение водорода как сильного восстановителя целесообразно в условиях, когда требуется снижение скорости окислительного изнашивания, например, при резании труднообрабатываемых материалов твердосплавными инструментами на повышенных режимах (температурах).

Резание в среде углекислого газа стимулирует как образование окисных пленок (за счет доставки кислорода), так и охлаждение инструмента (за счет испарения). По ограничениям, связанным с требованиями экологии, такие газы, как хлор, хлористый водород, сероводород, озон, применяются редко, в основном в научных исследованиях.

Адсорбция инертных газов низка. Их применяют в качестве защитных сред, предотвращающих контакт обработанных ювенильных поверхностей с активными элементами внешней среды, чем обеспечивается повышение эксплуатационных характеристик изделий. Так, при резании химически активных материалов, например, титановых сплавов, при температурах более 600 °С. в результате усиления диффузии газов из воздуха вглубь металла образуется твердый слой, обладающий пониженной пластичностью и усталостной прочностью. Резание в среде аргона позволяет значительно повысить прочность деталей при переменных нагрузках [5].

При некоторых условиях резания инструментом из керамики применение азота как защитной среды способствует повышению стойкости. В основном же присутствие инертных газов обуславливает повышенный износ инструмента [4].

Газы подают в зону резания под давлением или в сжиженном виде. При обработке высоковязких металлов с целью их охрупчивания и снижения работы пластической деформации применяют глубокое охлаждение в жидком азоте. Известны также способы введения газов в

состав смазочно-охлаждающих жидкостей [7]. Состав газовой фазы в таких смесях не превышает 20% и поэтому сохраняется неразрывность потока свободно падающей струи, и они не имеют недостатков, присущих распыленным СОТС. Газовая фаза в таких смесях, с одной стороны, выполняет роль катализатора, интенсифицирующего химическую активность компонентов СОЖ, стимулируя создание на поверхности инструмента термостойких пленок. С другой стороны, имея высокую проникающую способность, она позволяет охватить подобными пленками большое количество сильно нагретых очагов на доступных поверхностях контакта, защищая тем самым инструмент от возникновения критических термонапряжений.

Полив свободно падающей струей механической смеси РЗСОЖ8 с воздухом (рис. 11.7) обеспечивает на 1,5...2,0-х кратное повышение стойкости инструмента относительно обычного способа подачи СОЖ.

Газовой средой, практически всегда участвующей в процессе резания, является воздух. Применение СОЖ, хотя и сопровождается полным или частичным вытеснением атмосферного воздуха, но полностью не исключает участия его отдельных элементов. А при подаче СОЖ в распыленном состоянии воздух используется в качестве основы смазочно-охлаждающей жидкости. При операциях же, не допускающих применение жидких сред, таких как обработка гетинакса, поливинхлорида и других пластмасс, чувствительных к нагреву, воздух выполняет самостоятельные функции – им обдувают зону резания.

Роль газов, как подаваемых искусственно, так и содержащихся в воздухе, сложна и неоднозначна. Для уточнения механизма их действия проводят сравнительные исследования процесса резания в вакууме [1, 7]. Они показывают, что окисление металлов может протекать при сверхнизких давлениях (сверхвысоком вакууме) порядка $10^{-20} \dots 10^{-40}$ Па в течение короткого промежутка времени ($10^{-18} \dots 10^{-22}$ с) и иметь толщину 1,5...3,0 нм [7].

Источниками поступления газов в контактную зону резания и трения являются не только внешняя среда, но и сами материалы. Так, в состав металлов и сплавов в раковинах и порах, а также в виде твердых растворов химических соединений и адсорбированных слоев входит ощутимый объем газов, в частности, кислород, азот, водород, водяной пар, сернистый и углекислый газы, окись углерода, аммиак и другие, вносимые в структуру материала в процессе металлургического производства, химико-термической обработки, нанесения защитных покрытий и других технологических операций. Например, концентрация газов в сталях в зависимости от способа производства составляет $10^2 \dots 10^5$ атомов на 10^6 атомов железа или $2 \dots 8 \text{ см}^3$ на каждые 100 г металла [3, 7]. Аналогичные соотношения характерны и для других металлов и сплавов.

Процессы резания и трения могут стимулировать как выделение, так и поглощение газов вновь образованными поверхностями. Так, при резании титанового сплава наблюдается сниже-

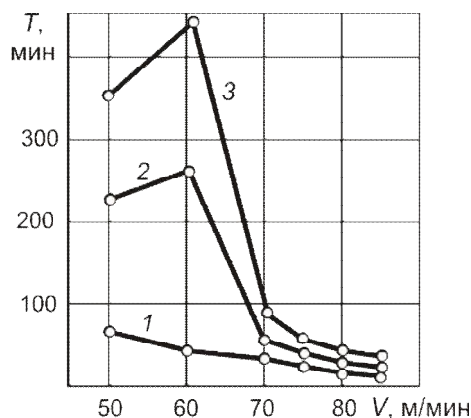


Рисунок 11.7 – Влияние различных способов подачи СОТС на стойкость инструмента [7]: 1 – всухую; 2 – свободно падающей струей; 3 – в виде воздушно-жидкостной смеси (10%-ная эмульсия РЗСОЖ8, ВК8-ВТ22; $S = 0,14 \text{ мм/об}$; $t = 0,1 \text{ мм}$; расход – $1,21 \text{ л/мин}$)

ние содержания в камере практически всех газов, но наиболее активно поглощаются азот и кислород (табл. 11.2). При точении нержавеющей стали имеет место противоположная картина. Содержание всех газов в камере увеличивается, но наибольший прирост наблюдается по водороду, азоту и кислороду. Таким образом, идеальных, безгазовых условий при резании нет. Есть реальный уровень вакуума, состав газов и их парциальное давление.

Таблица 11.2 – Состав и парциальное давление остаточных газов в вакуумной камере при точении 12X18H10T и BT22 [7]

Обрабатываемый материал	Ионы остаточных газов					
	H ₂	H ₂ O	CO	N ₂	O ₂	CO ₂
12X18H10T до резания	$9,6 \cdot 10^{-4}$	$4,8 \cdot 10^{-3}$	$1,67 \cdot 10^{-2}$	$6,9 \cdot 10^{-3}$	$2,2 \cdot 10^{-3}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$
12X18H10T после резания	$3,7 \cdot 10^{-3}$	$4,75 \cdot 10^{-3}$	$1,69 \cdot 10^{-2}$	$1,12 \cdot 10^{-2}$	$1,29 \cdot 10^{-2}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$
BT22 до резания	$9,3 \cdot 10^{-4}$	$4,4 \cdot 10^{-3}$	$1,6 \cdot 10^{-2}$	$6,97 \cdot 10^{-3}$	$2,36 \cdot 10^{-3}$	$2,1 \cdot 10^{-3}$
BT22 после резания	$8,6 \cdot 10^{-4}$	$4,3 \cdot 10^{-3}$	$1,4 \cdot 10^{-2}$	$5,1 \cdot 10^{-4}$	$1,9 \cdot 10^{-4}$	$2,0 \cdot 10^{-3}$

Исследованиями показано, что воздух по сравнению с вакуумом приводит к ограничению зон схватывания. Так, площадь контакта срезаемого слоя с поверхностью инструмента при переходе в вакуум увеличивается в 3...4 раза. В условиях интенсивного наростообразования и соизмеримости контактных и деформационных процессов воздух обуславливает 2...3-х кратное уменьшение усадки, стабилизацию схода стружки и снижения сил на 20...50%, ТЭДС на 10...12% и уменьшение шероховатости обработанной поверхности.

Влияние воздуха на износ, как и на наростообразование, зависит от свойств обрабатываемого и инструментального материалов, так как воздух определяет содержание адгезионных процессов. Адгезионная прочность наростов, формируемых при резании сталей на воздухе (рис. 11.8), на два порядка ниже, чем при резании в вакууме. Поэтому период стойкости инструмента относительно резания в вакууме повышается. При обработке же химически активного титанового сплава BT22, наоборот, адгезионная прочность наростов, формируемых при резании на воздухе, на порядок выше адгезионной прочности налипов, образуемых при резании в вакууме, что приводит к снижению стойкости относительно резания в вакууме.

Обязательным условием разрушающего (охрупчивающего, диспергирующего) действия СОТС является то, что химический состав и строение поверхностно – активных веществ, содержащихся в данной среде, должны быть сходными с химическим составом и строением разрушаемого тела (обрабатываемого материала). При резании металлов внешней средой, обеспечивающей такое проявление охрупчивающего и диспергирующего эффектов, могут быть расплавы легкоплавких металлов. При обработке углеродистых и нержавеющей сталей, а также ряда труднообрабатываемых материалов эффективной оказывается эвтектика олово – цинк, при резании титановых сплавов – кадмий–висмут и т.п. При этом влияние среды не ограничивается снижением прочности в процессе деформации твердого тела, одновременно проявляются ее охлаждающие и смазывающие свойства. При выборе металлической СОТС

следует также учесть, чтобы она, максимально снижая прочность обрабатываемого материала, не оказывала заметного влияния на инструмент.

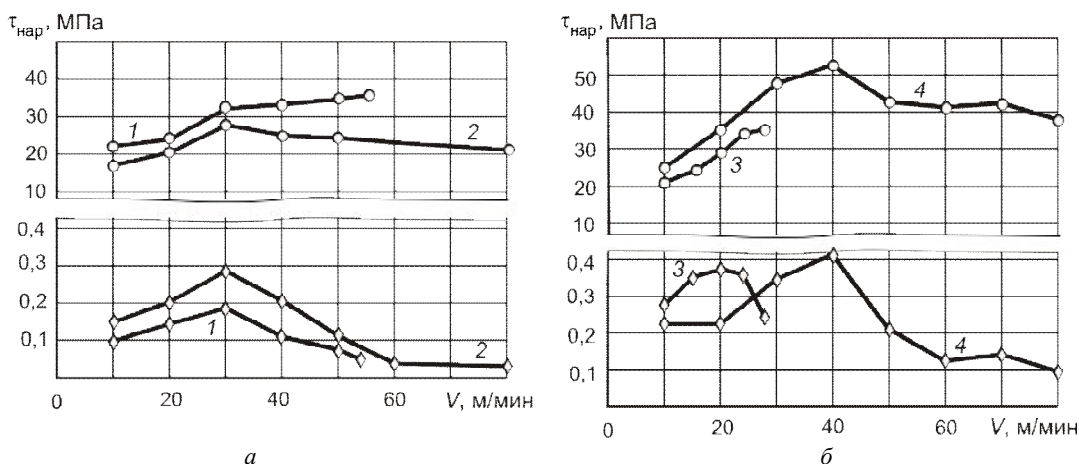


Рисунок 11.8 – Адгезионная прочность наростов [7]: а – сталь 40Х; б – сталь 12Х18Н10Т; 1–3 – резец из Р6М5; 2 и 4 – резец из ВК8; \diamond – на воздухе; \circ – в вакууме $6 \cdot 10^{-2}$ Па

11.8. Применение металлических расплавов и суспензий порошков в качестве СОТС

При оптимальных режимах сверления стали 45 сверлами из быстрорежущей стали Р6М5 в расплаве олово – цинк силовые параметры процесса резания снижаются в 2..3 раза, а стойкость возрастает до 10 раз. При сверлении коррозионно-стойкой стали 12Х18Н9Т расплав этой эвтектики в 2 раза эффективнее, чем обычно применяемая олеиновая кислота. Наиболее целесообразно использование жидкометаллических технологических сред при сверлении труднообрабатываемых материалов, таких как закаленная У8, марганцовистая Г13, быстрорежущая Р9К5Ф стали, жаропрочные ВЖЛ-14, ЖС6К и титановые ВТ6, ВТ14, ВТ20 сплавы, при обработке которых в эвтектике олово – цинк по сравнению с водоземulsionной СОЖ обеспечивается в среднем почти 3-х кратное снижение крутящего момента, 6-ти кратное – удельной работы резания, 2-х кратное повышение подачи. При этом уменьшается толщина наклепанного слоя, а усталостная прочность, ударная вязкость, прочность обработанных изделий остается практически неизменной.

При торцевом фрезеровании жаропрочных никелевых сплавов стойкость инструмента повышается в 6...10 раз в зависимости от материала среды. При обточке титанового сплава ВТ6 в расплавах кадмия образуется диспергированная, легко удаляемая стружка [2].

Высокую эффективность жидкие поверхностно-активные металлы обнаруживают в процессах шлифования труднообрабатываемых материалов, что объясняется высокоинтенсивным напряженным состоянием срезаемого слоя на данной операции. Так, при обработке твердого сплава алмазными кругами металлические расплавы вызывают почти десятикрат-

ное снижение сил трения и мощности, расходуемой на диспергирование по сравнению с аналогичными параметрами при шлифовании на воздухе и в воде.

Однако использование металлических расплавов в качестве СОТС требует решения ряда технических задач, связанных с нагревом и подачей расплава в зону резания, что ограничивает их применение. Перспективным является использование суспензий порошков легкоплавких металлов на основе масляных и водоземлюльсионных СОЖ. Концентрация металлического наполнителя в технологической среде составляют от 2 до 20% . Оптимальная дисперсность 120 мкм. Металлические суспензии наиболее эффективны при обработке высокопрочных сталей, когда применение традиционных сред не обеспечивает требуемых результатов. Их преимущества проявляются при невысоких скоростях резания. При сверлении ряда закаленных сталей в суспензии олово – цинк стойкость инструмента из быстрорежущей стали в среднем повышается в 3 раза. При фрезеровании высокопрочной закаленной стали (56HRC) введение в состав масляной СОЖ МР-1 порошка олова намного эффективнее, чем СОЖ СДМУ-2, содержащей дисульфид молибдена.

Еще одним вариантом использования легкоплавких металлов в качестве ПАВ является введение их тонкодисперсных порошков в состав композиции, из которой изготавливается круг, называемый часто импрегнированным (пропитанным). В зоне шлифования такими кругами постоянно присутствуют легкоподвижные атомы оплавливающегося поверхностно-активного вещества (введенного металла), вызывающего снижение прочности поверхностных слоев обрабатываемого материала и облегчающего шлифование.

Отечественной промышленностью освоен выпуск шлифовальных кругов, содержащих легкоплавкие наполнители (висмут, олово и т.п.), а также другие композиции поверхностно-активных и химически активных веществ (серы, хлора, фосфора, дисперсии графита, дисульфида молибдена, нитрида бора).

Фирма «Дженерал-электрик» для кругов из боразона (кубического нитрида бора) использует импрегнатор (наполнитель), состоящий из 32% дисульфида молибдена, 22% серы, 4% аминопропилтриэтоксилана, 42% эпоксидной смолы, а абразивные круги и ленты пропитывает расплавами легкоплавких металлов галлия и цинка, и хлорированным парафином.

11.9. Твердые и пластичные смазочные материалы

В условиях, когда невозможно или нецелесообразно использовать жидкие СОТС (сверление мелких отверстий, нарезание резьбы в вязких металлах, обработка пластмасс, керамики) и когда достаточно периодического нанесения смазок, применяют твердые и пластичные смазочные материалы:

- неорганические со слоистой структурой: дисульфиды (MoS_2), нитриды (BN), графит, слюду, тальк, буру и др.;
- органические (мыла, воск, твердые жиры);
- мягкие металлы (свинец, олово, цинк, медь, барий);
- полимерные материалы (полиэтилен, полиамид и др.).

Твердые и пластичные смазочные материалы применяют, как правило, на лезвийных инструментах, работающих при относительно низких режимах, а также на отдельных операциях шлифования и полирования. Наибольшее повышение стойкости наблюдается на доро-

гостоящем сложном инструменте: протяжках, червячных фрезах, метчиках, резьбовых головках. Твердые (пластичные) смазки используют в основном при работе быстрорежущего инструмента и редко твердосплавного. Иногда сочетают применение обычной СОЖ с твердым смазочным покрытием.

Пленки твердых смазок должны иметь высокую адгезионную активность к материалу инструмента, механическую прочность и эластичность. Последнее обеспечивается тем, что кристаллическая решетка этих смазок состоит из множества параллельных слоев, сила сцепления между атомами которых значительно слабее таковых между атомами внутри слоев. Такой характер связей в кристаллической решетке и обуславливает легкое скольжение слоев смазки относительно друг друга.

Наибольшее распространение в качестве твердой смазки получил дисульфид молибдена (MoS_2), кристаллы которого (подобно графиту) состоят из тончайших ламелей – пластинок (более 1000 слоев на 1 мм толщины). Последние под давлением скользят с малым коэффициентом внутреннего трения (0,05...0,06), имея при этом высокую прочность сцепления с металлом (около 3500 МПа). Дисульфидная смазка выпускается в виде порошков, паст, карандашей и суспензий. При резании она также применяется в виде пудры с размерами зерен 0,5...0,6 мкм.

Разработаны различные способы нанесения и использования твердых и пластичных смазок: добавление их порошков в смазочно-охлаждающую жидкость, погружение инструмента в смазочный материал, нанесение его распылением или кистью, натиранием, галтовкой, пропиткой (импрегнированием) абразивного инструмента и т.д. Многие из них требуют подготовки инструмента и завершаются термическими операциями. В качестве связующих материалов, обеспечивающих адгезию твердых смазок к поверхности инструмента, используют естественные смолы, синтетические и полимеризующиеся вещества. С целью повышения прочности сцепления твердой смазки (например, MoS_2) с поверхностью инструмента, как правило, его предварительно подогревают и уплотняют сжатием или ударом.

Промышленность как отечественная, так и зарубежная, выпускает большой ассортимент консистентных высокотемпературных смазок, базирующихся на дисульфиде молибдена, содержание которого достигает 70% в очищенном минеральном масле [2, 5]. Они, в отличие от графита, сохраняют свои смазочные свойства в вакууме и в присутствии влаги, имеют высокую стойкость к окислению, что позволяет применять их в диапазоне температур до 400 °С.

11.10. Способы подачи технологических сред в зону резания

Разработаны различные способы подачи СОТС в зону резания, которые, выполняя единые, обозначенные выше функции, имеют свою специфику при лезвийной и абразивно-алмазной обработке.

В промышленности при обработке деталей лезвийным инструментом нашли применение следующие способы подачи СОЖ: свободно падающей струей, через каналы в инструменте, напорной струей, струей воздушно-жидкостной смеси в распыленном (аэрозольном) состоянии и в редких случаях – контактным смачиванием и периодической подачей на инструмент перед резанием (из масленки, нанесением кисточкой, окунанием).

Наиболее распространена подача СОЖ свободно падающей струей (поливом под давлением $0,02 \dots 0,03$ МПа). Ее эффективность зависит от расхода СОЖ ($5 \dots 20$ л/мин), размеров, формы и траектории струи, что должно обеспечивать перекрытие всей зоны резания. Некоторые конструкции сопл, решающие эту задачу в привязке к конкретному случаю, показаны на рис. 11.9 [4]. Учитывая, что при этом способе струя СОЖ в первую очередь попадает на относительно холодную свободную сторону стружки, эффективность такого способа сравнительно невелика.

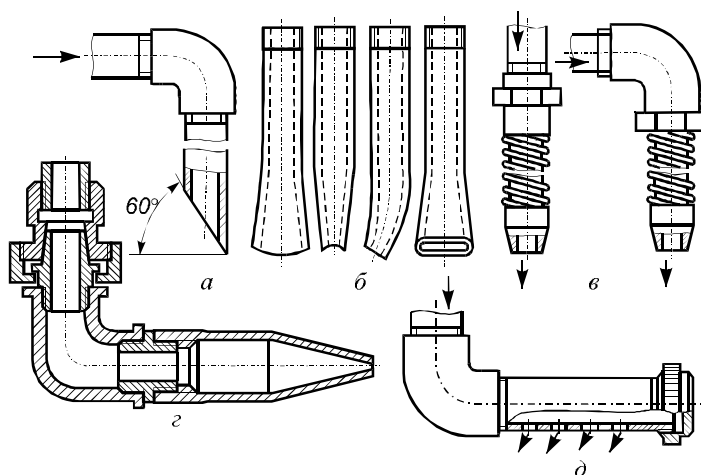


Рисунок 11.9 – Насадки (сопла) для подачи СОЖ поливом [4]

Подача СОЖ напорной струей под давлением $0,1 \dots 2,0$ МПа применяется с целью усиления теплоотвода от наиболее нагретых поверхностей инструмента, дробления и вымывания образующейся стружки (рис. 11.10) [4]. Подача СОЖ напорной струей эффективнее таковой поливом, однако, техника ее реализации сложнее и при этом возникают дополнительные затруднения, связанные с очисткой и разбрызгиванием жидкости.

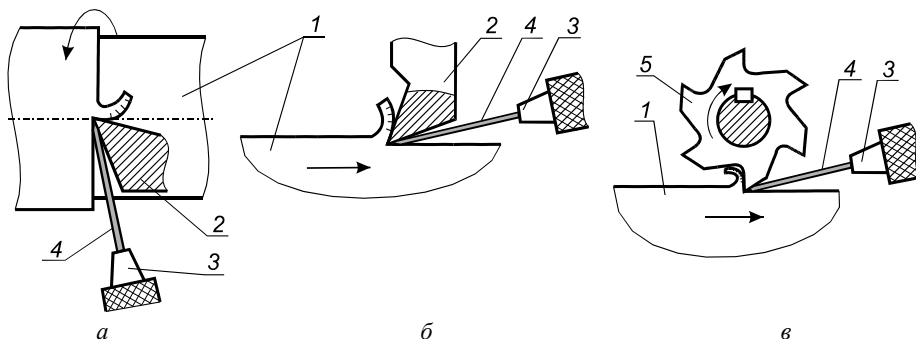


Рисунок 11.10 – Схема подачи СОЖ напорной струей [4]:

а – точение; *б* – строгание; *в* – фрезерование;

1 – обрабатываемая заготовка; *2* – резец; *3* – сопло; *4* – струя СОЖ; *5* – фреза

Подача СОЖ под давлением (от 0,2 до 10 МПа и расходом от 10 до 200 л/мин) через каналы в инструменте с выходом в зону резания (рис. 11.11) получила широкое применение при обработке глубоких отверстий сверлами, зенкерами, развертками, протяжками и при нарезании резьбы метчиками.

СОЖ подают в зону резания под давлением через внутренние каналы сверла (рис. 11.11 а). Омывая режущие кромки сверла, СОЖ вместе со стружкой отводится через внешние стружечные канавки. Для второго случая (рис. 11.11 б) СОЖ подается через кольцевое пространство между стеблем сверла и поверхностью отверстия в заготовке, а возвращается вместе со стружкой через центральное отверстие в стебле.

Специфика применения СОЖ при абразивной обработке имеет особенности, связанные:

- со строением абразивных инструментов – наличием пор и трещин во всем их объеме, что за счет засасывания и выбрасывания воздуха центробежными силами создает воздушные барьеры для поступления СОЖ в зону контакта;
- с высокими скоростями шлифования, превышающими в десятки раз таковые при лезвийной обработке, что способствует развитию мощных вихревых потоков, создающих препятствия доступу СОЖ в зону резания;
- с развитием в течение тысячных долей секунды высоких контактных температур, соизмеримых с температурой плавления металла, и столь же быстрого охлаждения, что обуславливает появление тепловых трещин на обрабатываемой поверхности;
- с образованием шлифовального шлама, содержащего частицы металла (стружки), осколки абразивных зерен и связки, которые необходимо непрерывно удалять, что требует усиления моющего действия СОЖ.

Все это обуславливает увеличение расхода СОЖ, который при круглом наружном, внутреннем и плоском шлифовании периферией круга должен быть не менее 8...10 л/мин, при бесцентровом – 3...6 л/мин, при плоском (торцом круга) – 10...15 л/мин на каждые 10 мм длины контакта.

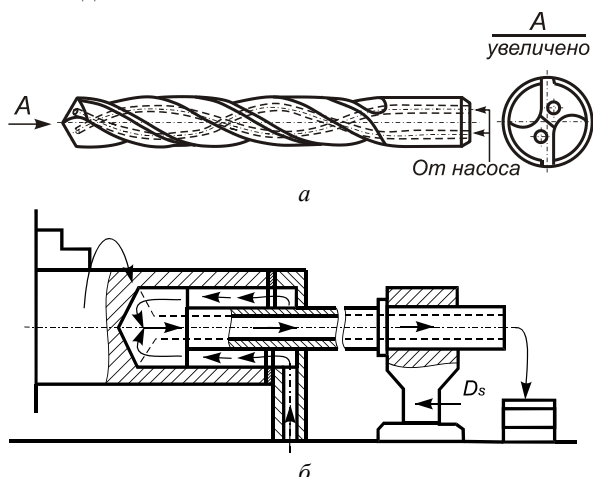


Рисунок 11.11 – Схемы глубокого сверления [4]:
а – с наружным отводом стружки; б – с внутренним отводом стружки

реализации. При этом способе под действием воздушных потоков большая часть подаваемой

На операциях хонингования, суперфиниширования, доводки, где скорости движения абразивных инструментов малы, а, значит, скорости и мощности тепловых потоков невелики, необходимость увеличения расхода СОЖ отпадает, но зато особенно актуальными становятся моющие свойства СОЖ.

На рис. 11.12 представлены схемы основных способов подачи СОЖ при шлифовании. Подача СОЖ свободным поливом (рис. 11.12 а) применяется в основном на универсальных круглошлифовальных станках в единичном и мелкосерийном производстве, что объясняется лишь простотой ее

жидкости участия в процессе шлифования не принимает – разбрызгивается, а ее моющие функции, как и смазочные свойства, реализуются частично, удовлетворяются только требования охлаждения обрабатываемой заготовки.

При подаче СОЖ через поры шлифовального круга (рис. 11.12 б) очищенная от механических примесей жидкость подводится под внутреннюю полость круга и при его вращении под действием центробежной силы на рабочую поверхность. В качестве СОЖ используют минеральные масла с присадками (с расходом 3...5 г/мин на каждые 10 мм длины контакта), реже – эмульсии.

Подача СОЖ через поры имеет ряд преимуществ: исключается вредное влияние воздушных потоков, СОЖ транспортируется непосредственно в зону резания, создаются условия для образования на контактной поверхности смазочных пленок, поры шлифовального круга непрерывно промываются подаваемой жидкостью, удаляя при этом внедренные частицы металла и защищая абразивные зерна от засаливания. Однако охлаждающее действие СОЖ при этом способе невелико. Лучшие результаты получают, комбинируя его с подачей СОЖ свободно падающей струей. Другим недостатком подачи СОЖ через поры является невозможность его применения на шлифовальных кругах с металлической, вулканитовой и бакелитовой связкой, не имеющих сквозных пор.

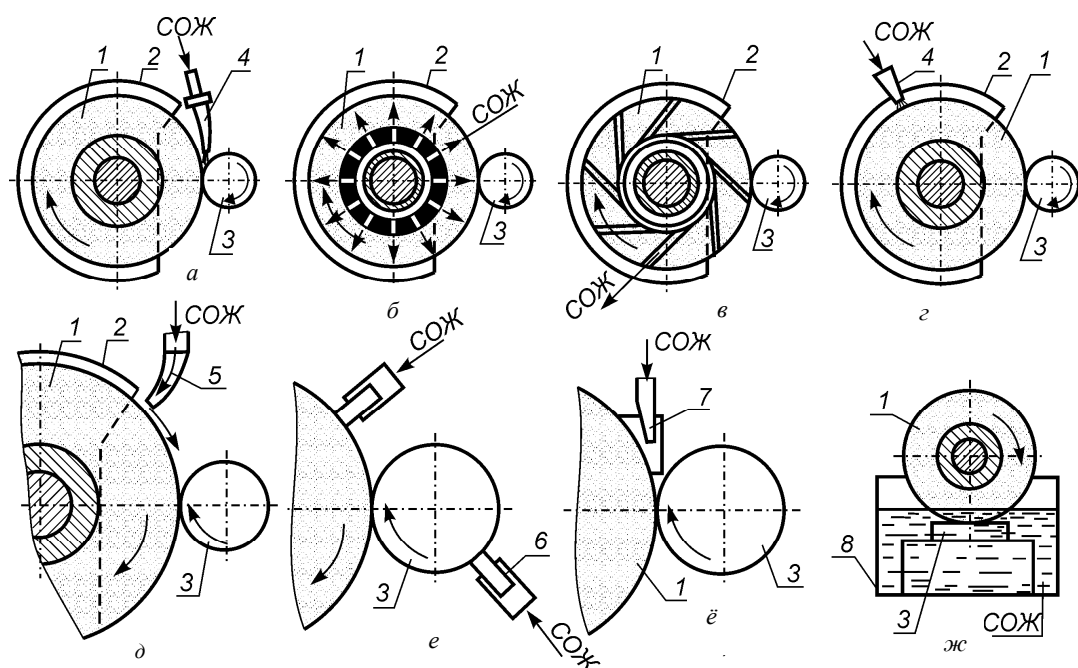


Рисунок 11.12 – Схемы основных способов подачи СОЖ при шлифовании [4]:

1 – шлифовальный круг; 2 – кожух; 3 – шлифуемая заготовка; 4 – сопло;
5 – вибрирующий волновод; 6 – пористый элемент; 7 – насадка; 8 – резервуар

Подачу СОЖ через каналы в шлифовальном круге (рис. 11.12 в) применяют редко в связи со сложностью их изготовления.

При струйно-напорном внезонном способе (рис. 11.12 *з*) СОЖ подают под давлением (3,0...10,0 МПа) на рабочую поверхность шлифовального круга через одно или несколько сопел. Струя СОЖ, обладающая высокой кинетической энергией, пробивает воздушный поток, очищает поры и абразивные зерна от частиц металла и отходов шлифования. На поверхности круга формируются смазочные пленки.

Подача СОЖ с ультразвуковыми колебаниями (рис. 11.12 *д*) за счет кавитации создает возможность достаточно эффективного шлифования даже весьма вязких материалов – меди, алюминия, труднообрабатываемых материалов на никелевой основе и др. Способ применяется и при очистке алмазных и кубонитовых кругов.

Контактный способ подвода СОЖ (рис. 11.12 *е*) основан на его комбинировании с поливом зоны резания свободно падающей струей с преобладающими охлаждающими свойствами. На обрабатываемую поверхность вне зоны резания непрерывно наносится слой смазки путем поджима к шлифуемой поверхности мягкого пористого материала, пропитанного смазкой. Благодаря чрезвычайно малому расходу (10...15 г/час) и отсутствию разбрызгивания активной смазки обеспечивается возможность применения технологически активных, но относительно дорогих составов.

При подаче СОЖ гидроаэродинамическим способом (рис. 11.12 *ё*) энергия воздушных потоков, создаваемых вращающимся кругом, с помощью специальных устройств (насадок, через которые направляется воздушный поток), используется для повышения скорости движения жидкости и ее ориентации в зону резания. В принципе, данный способ идентичен струйно-напорному. Но техника подачи СОЖ при гидроаэродинамическом способе гораздо проще, так как отпадает необходимость в устройствах для высоконапорной подачи.

Шлифование в среде СОЖ (рис. 11.12 *ж*) применяется редко, главным образом при плоском и ленточном шлифовании и разрезании небольших заготовок. В условиях высокой теплонапряженности процесса шлифования (появления прижогов, трещин) жидкостную ванну выполняют в проточном варианте.

Разработаны и нашли применение в промышленности (особенно на станках с ЧПУ и многооперационных станках) способы подачи СОЖ в виде струи воздушно-жидкостной смеси – аэрозоли. Распыление жидкости реализуется путем подачи ее в небольшом количестве в струю сжатого до 2...4 атм. воздуха в соотношении 1 л жидкости на 5...10 м³ воздуха. Преимуществом данного способа является весьма малый расход СОЖ: 400...500 г/час 1,5% эмульсии или 0,5 ... 3 г/час индустриального масла И-20 или И-12А. В связи с этим отпадает необходимость ее сбора, очистки, транспортировки, хранения и т.п.

По сравнению с обработкой всухую распыленные СОЖ обеспечивают 2...3-х кратное повышение стойкости режущего инструмента, уменьшение шероховатости обработанной поверхности. Ее применяют на многочисленных операциях и в различных вариантах (рис. 11.13), но главным образом при обработке труднообрабатываемых материалов, тяжелых режимах резания, необходимости защиты от вредных условий труда (гашения пыли при обработке чугуна и подобных материалов, вместо экологически вредных сульфидфрезолов и других раздражающих веществ) как альтернатива «сухому резанию».

Возросшие требования к охране природы и здоровью людей (использование СОЖ может быть связано с развитием болезней органов дыхания, кожи, нервной системы), явились побудительной причиной для совершенствования схем и способов подачи распыленных смесей и расширения сферы их применения.

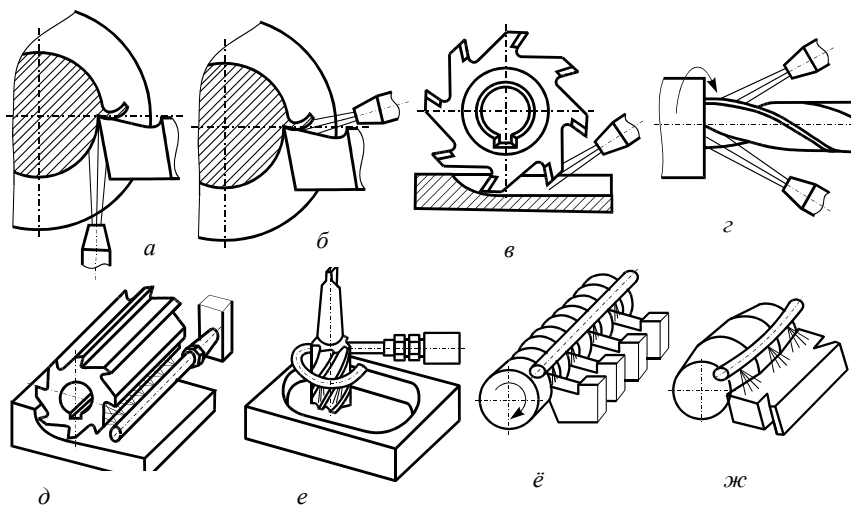


Рисунок 11.13 – Схемы установки (а–г) одноканальных и многоканальных (д–ж) насадок для подачи распыленных СОЖ [4]

На сегодняшний день получила широкое распространение так называемая MMS – технология (Minimalmengenschmierung (нем.)) [15, 16] или MQL – технология (Minimum quantity lubrication (англ.)). В отечественной литературе данный способ чаще всего называется **техника (технология) минимальной смазки – ТМС**.

Основной отличительной особенностью ТМС от известных и описанных в литературе методов является следующее:

- 1) направленность на снижение расхода воздуха и смазочного материала, уровня шума и загрязненности атмосферы цеха путем целенаправленной подачи аэрозоля в зону обработки за счет усовершенствования конструкций распыляющих сопел;
- 2) химическая модификация экологически безвредных составов с возможностью применения СОТС на основе растительных масел;
- 3) применение установок, работающих за счет сжатия СОЖ (без использования сжатого воздуха), позволяющих снижать затраты на компрессорную технику;
- 4) разработка установок, обеспечивающих прицельную капельную бомбардировку (особенно эффективную для резбонарезания);
- 5) возможность предварительной подготовки аэрозоли в накопительных резервуарах с заданными размерами дисперсных фаз.

Применение техники минимальной смазки позволяет существенно снизить расходы на закупку, транспортировку, хранение, очистку, утилизацию и рекуперацию. А сочетание данной техники с использованием экологически безвредных СОТС практически исключает негативное воздействие СОТС как на окружающую среду, так и на людей, работающих в цехе.

В системах ТМС доставка смазочного материала в зону резания осуществляется струей воздуха, образующей аэрозоль (рис. 11.14) с внешним или внутренним подводом. При внешней подаче смазывающий материал подается либо снаружи, как аэрозоль со сжатым воздухом, либо просто «застреливается» в виде капли на инструмент. При внутренней, в свою очередь подразделяющейся на одно – и двухканальные системы, СОТС подается через вращаю-

щийся шпиндель станка и каналы металлорежущего инструмента. При одноканальной системе формирование рабочей смеси проходит в специальном резервуаре перед поступлением в шпиндель. При двухканальной системе обе среды подаются коаксиально через шпиндель и смешиваются уже в патроне станка непосредственно перед инструментом (рис. 11.15). В настоящее время ТМС эффективно используется при профильном фрезеровании, сверлении и резбонарезании инструментами из сталей и, частично, – из твердых сплавов.

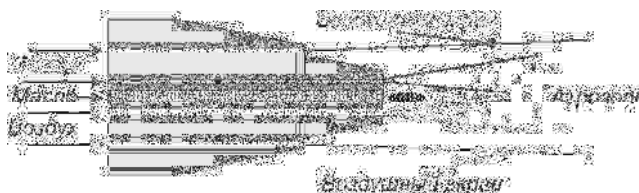


Рисунок 11.14 – Формирование масляного аэрозоля (принцип Вентури) и экранирующего воздушного потока

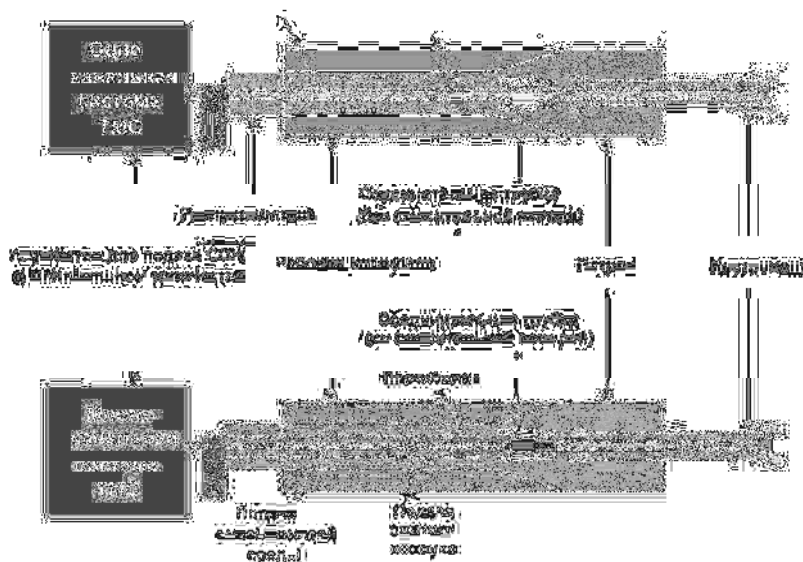


Рисунок 11.15 – Одно- и многоканальные системы минимизированной подачи СОТС

11.11. Принципы выбора оптимальных технологических сред, их ассортимент и области применения

Процесс резания выполняется при большом разнообразии силовых, температурных условий, схем и вариантов. При этом от СОТС требуется обеспечить одновременно в большей или меньшей степени несколько функций.

Практически все СОЖ полифункциональны и одновременно оказывают как смазочное, так и охлаждающее действие. Учитывая это, все применяемые смазочно-охлаждающие жидкости разделяют принципиально на две группы: жидкости, обладающие преобладающим охлаждающим и частично смазывающим действием – **водосмешиваемые (водные) СОЖ** и наоборот – жидкости, обладающие преобладающим смазочным действием и частично охлаждающим – **масляные СОЖ**.

К водной группе СОЖ относятся водные растворы минеральных электролитов (называемые **синтетическими СОЖ**) и **водные эмульсии**. Последние представляют собой систему двух жидкостей, в которой одна (нефтяные масла, олеиновая кислота, канифоль, раствор каустической соды, спирт) в виде мелких капель (2...10%) распределена в другой – воде. Для увеличения устойчивости эмульсии к ним добавляют специальные вещества (соли жирных кислот – мыла), называемые **эмульгаторами**. Для повышения же охлаждающих свойств добавляют порошки (например, алюминиевую пудру), обладающие высокой теплопроводностью. Эти СОЖ содержат также **ингибиторы коррозии** (дисульфиды, аминфосфаты, полимерные жирные кислоты), **антиизносные** и **антизадирные присадки** (вещества, содержащие серу, хлор, фосфор), **антипенные** (диметилсиликоновые полимеры) добавки и **бактерициды**.

Данная группа жидкостей применяется в условиях, когда процесс резания сопровождается развитием высоких температур: на черновых операциях (снятие больших припусков); при резании вязких, упрочняющихся материалов, к которым относятся нержавеющие и жаропрочные стали и сплавы; на большинстве операций шлифования.

Путем изменения концентрации компонентов водных СОЖ созданы полусинтетические СОЖ. Основу этих жидкостей составляет вода (до 50%), остальное – эмульгаторы (водорастворимые полимеры: полиэтилен, поливинилхлорид [18] и др.; поверхностно – активные вещества – ПАВ) и обязательно – маловязкое нефтяное масло. По эксплуатационным свойствам, универсальности, продолжительности сохранения они превосходят эмульсии.

СОЖ масляной группы состоят в основном из минерального масла (60...90%), к которому добавляют **антифрикционные** (растительные масла и жиры), **антигуманные** (полиолефин, полипропилен) присадки, а также, как и для водных СОЖ, – **ингибиторы коррозии**, **антиизносные** и **антипенные добавки**. Активными присадками в масла растительного, животного и минерального происхождения служат вещества, содержащие фосфор, хлор и серу. Широко применяемые СОЖ на масляной основе с присадками серы и хлора – сульфорезолы значительно (до 20%) снижают мощность резания. Эффективность применения этой группы жидкостей связана с уменьшением трения в контакте инструмента с заготовкой, как-то: чистовая обработка, резьбонарезание, протягивание, зубофрезерование, развертывание и т.п.

Большинство масляных СОЖ поставляют готовыми к применению и только некоторые готовят на предприятиях – потребителях растворением концентратов (эмульсолов). Водные СОЖ готовят в два этапа, которые включают подготовку воды (деминерализацию и очистку от примесей) и смешивание эмульсола или концентрата с водой.

Технологические свойства СОЖ оценивают по их влиянию на износ и стойкость инструмента, шероховатость поверхности и точность обработки, а также на факторы, определяющие эти показатели – изменение усилий и температур резания. Они могут характеризоваться коэффициентами $K_{ж}^T$, $K_{ж}^P$, $K_{ж}^\theta$, отражающими изменения стойкости – T , усилий – P , температуры – θ при резании всухую, относительно таковых с применением СОЖ ($T_{ж}$, $P_{ж}$, $\theta_{ж}$).

В оптимальных условиях смазочно-охлаждающие жидкости обеспечивают повышение стойкости инструмента в 2...4 раза, снижение усилий резания на 40...60%, температуры на 10...20%, улучшение шероховатости обрабатываемой поверхности на один-два класса.

Однако при выполнении ряда операций использование СОЖ оказывает негативное действие. Главным образом это имеет место при применении твердых сплавов на высокоскоростных операциях, когда высокие градиенты температур стимулируют развитие термических трещин и растрескивания пластин. В подобных процессах применять охлаждение не рекомендуется. Не рекомендуется применение охлаждения и при обработке чугунов, пластмасс, и других малопластичных материалов из-за низкой эффективности и загрязнения рабочего места, забивания фильтров смесью СОЖ с металлической или пластмассовой пылью.

В связи с бесконечно большим разнообразием технологических условий при выполнении операции резания выбор оптимального варианта технологической среды, как правило, осуществляется эмпирически и базируется на опыте ее применения в конкретных условиях. В результате, составы СОТС усложняются, а их количество, уже превышающее несколько сотен, продолжает увеличиваться. Между тем, как слишком узкий, так и слишком широкий ассортимент не удовлетворяет требованиям производства: узость ассортимента СОЖ не позволяет эффективно выполнять разнообразные операции, а необоснованно широкий ассортимент удорожает технику их применения, хранения, транспортировки, утилизации. Поэтому тенденции совершенствования СОТС во многом связаны с их унификацией. Набор унифицированных СОТС должен обеспечивать достаточно высокую эффективность их применения в разнообразных, но относительно близких по содержанию условиям резания. При этом, естественно, приходится мириться с тем, что данная СОТС не будет максимально эффективной на каждой конкретной операции.

Таким образом, для рационального функционирования производства оптимальный ассортимент СОТС должен включать как унифицированные, так и специальные составы. Последнее связано с внедрением в промышленность материалов со специфичными свойствами, созданием новых станков и автоматических линий, где к применению СОТС предъявляются повышенные требования, вытекающие из особенностей их циркуляции в сложной системе оборудования. И поэтому известные зарубежные фирмы (Бритиш – Петролеум, Бурмах – Кастрол, Шелл, Фиат, Эссо, Форд, Шведт) рекомендуют для применения 10...20 видов унифицированных СОТС, а СОТС узкого назначения изготавливают по специальному заказу.

На составы и применение СОТС имеются государственные стандарты и технические условия. Существует и международный стандарт (ISO 6743/7 «Смазочные материалы, индустриальные масла и родственные продукты»). Киевское научно-производственное объединение «МАСМА» составило классификацию [2], позволяющую оценивать современные СОТС на основе классификации указанного международного стандарта, что усилило интерес к отечественным унифицированным составам СОТС.

В справочной и специальной литературе [например 1, 2, 4] содержится практически весь ассортимент СОТС и области их рационального применения. Такие рекомендации для наиболее распространенных СОТС массового назначения приведены в табл. 11.3.

Таблица 11.3 – Ассортимент и области применения СОТС для обработки металлов резанием [2]

Область применения СОТС		
Наименование	преимущественного (наиболее эффективного и распространенного)	дополнительного
Водные		
Укринол-1, Укринол-1м, Уверол, Карамбол-Э1у, Аквэкус, ФМИ-6, Ризол, Эмульцид ЭТ-2, ЭТ-2, ЭТ-2у, Эмульсол Т, «Резец», ЯЗ, НГЛ-205, ЭГТ	Точение, растачивание, отрезка, фрезерование, сверление, зенкерование, развертывание, строгание, резбонарезание, протягивание, шлифование чугунов, углеродистых, низко- и среднелегированных конструкционных сталей, некоторых цветных металлов и сплавов	Лезвийная и абразивная обработка меди, алюминия и их сплавов. Шлифование, точение, фрезерование, сверление некоторых коррозионно-стойких и жаростойких сталей и сплавов, инструментальных сталей (Укринол-1, Укринол-1м, Уверол, Карамбол-Э1у)
Синтетические		
Аквол-11, Прогресс-13 Аквол-10М, Аквол-16, СКТБ ИНХП-2, Тосол-ОИЗ	Точение, растачивание, отрезка, фрезерование, сверление, зенкерование, развертывание, строгание, резбонарезание, протягивание, шлифование конструкционных углеродистых и легированных сталей, алюминиевых сплавов. Точение, растачивание, отрезка, фрезерование, сверление, зенкерование, развертывание, строгание, резбонарезание, протягивание, шлифование чугунов, конструкционных углеродистых и легированных, коррозионно-стойких и инструментальных сталей, некоторых цветных металлов и сплавов, в том числе в условиях гибких производственных систем (Аквол-16). В основном шлифовальные операции (Тосол-ОИЗ)	Лезвийная и абразивная обработка чугунов, некоторых жаростойких и жаропрочных сталей и сплавов. Алмазно-абразивная резка кремния (Аквол-11) Алмазно-абразивная обработка, заточка твердых (по порошковых) сплавов, разрезка ферритов, шлифование магнитно-мягких материалов. Лезвийная и абразивная обработка некоторых труднообрабатываемых материалов. Магнитно-абразивная обработка металлов (Аквол-10М)
Масляные		
МР-7, МР-1у, ОСМ-3, ОСМ-5, МР-2у, МР-9, РЗ-СОЖ-2МИО МР-99, МР-5у, МР-8, ЛЗ-26МО	Обработка на токарных автоматах одно- и многошпиндельных и полуавтоматах (в том числе точение, отрезка, сверление, зенкерование, резбонарезание), фрезерование, зубообработка конструкционных углеродистых и легированных сталей. Те же операции обработки чугунов (ОСМ-3), цветных металлов и сплавов (МР-2у, МР-9, ОСМ-5) Точение, растачивание, отрезка, фрезерование, сверление, протягивание, зубообработка, резбонарезание конструкционных углеродистых и легированных сталей.	Лезвийная обработка некоторых коррозионно- и жаростойких сталей (в том числе глубокое сверление отверстий диаметром более 40мм), резбо- и зубошлифование (МР-7). Шейвингование ОСМ-5). Финишные операции: шлифование, хонингование, суперфиниширование, полирование чугунов и сталей (ОСМ-3) Лезвийная обработка некоторых труднообрабатываемых материалов (МР-99, МР-5у), цветных металлов и сплавов (МР-8)

Вопросы для самопроверки

1. Каков механизм реализации смазочного действия СОТС?
2. Назовите основные виды присадок к СОТС и области их применения.
3. Укажите влияние СОТС на тепловой баланс и сделайте основные выводы.
4. Объясните механизм упрочнения инструмента в процессе резания и влияние СОТС на этот процесс.
5. Какая роль ПАВ в процессе стружкообразования?
6. Какие технологические показатели зависят от моющего и защитного действия СОТС?
7. В чем особенности влияния вакуума и газовых сред на изнашивание инструментов?
8. Области применения металлических расплавов, суспензии порошков, твердых и пластичных смазочных материалов как СОТС.
9. Способы подачи СОТС при лезвийной и абразивной обработках.
10. Принципы и особенности различных систем ТМС, области их применения.
11. Принципы выбора оптимальных составов СОТС и области их применения.

Список литературы к разделу 11

1. Технологические свойства новых СОЖ для обработки резанием / [М.И. Клушин, В.М. Тихонов, А.П. Симкин и др.]. – М. : Машиностроение, 1979. – 192 с.
2. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием : справочник / под общей ред. С.Г. Энтельса, Э.М. Берлинера. – [2-е изд., перераб. и доп.] – М. : Машиностроение, 1995. – 496 с.
3. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев. – М. : Машиностроение, 1985. – 64 с.
4. Худобин Л.В. Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке : справочное пособие / Л.В. Худобин, Е.Г. Бердичевский. – М. : Машиностроение, 1977. – 192 с.
5. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов / В.Н. Подураев. – М. : Высш. школа, 1974. – 592 с.
6. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
7. Якубов Ф.Я. Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким. – Симферополь : Крымучпедгиз, 2005. – 300 с.
8. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. – М. : ФМЛ, 1963. – 426 с.
9. Ребиндер П.А. Поверхностные явления в дисперсных системах / П.А. Ребиндер // Избранные труды: Физико-химическая механика. – М. : Наука, 1979. – 382 с.
10. Солодовник В.Д. Микрокапсулирование / В.Д. Солодовник. – М. : Химия, 1980. – 216 с.
11. Особенности смазочного действия микрокапсулированных присадок к СОТС / [Девочкин А.А., Латышев В.Н., Годлпекский В.А. и др.] // Теоретические и практические аспекты теории контактных взаимодействий при резании металлов. – Чебоксары : Чув. ГУ, 1988. – С. 25–30.

12. А. с. № 10555991 СССР. Способ повышения стойкости металлорежущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким, Э.Г. Симашев (СССР). – Опубл. 22.06.83.
13. Якубов Ч.Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч.Ф. Якубов. – Симферополь : КИТУ, 2008. – 154 с.
14. Поверхностная прочность материалов при трении / [Костецкий Б.И., Носовский И.Г., Караулов А.К. и др.] ; под общей ред. Б.И. Костецкого. – К. : Техніка, 1976. – 296 с.
15. Попке Х. Применение техники подачи СОТС при сверлении, зенкерования, развертывании инструментами из быстрорежущей стали / Х. Попке, Т. Эммерт // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков, ХГПУ, 1997. – Вып. 51. – С. 62–65.
16. Brinksmeier E. Minimalschmiertechnik und Trockenbearbeitung in der spanenden Fertigung / E. Brinksmeier, A. Walter // In: Einstieg in die schmierstoffarme u. – freie Metallbearbeitung : Praxis-forum. – Berlin : Verlag Technik + Kommunikation, 2002. – Band 21/02. – S. 53–85.
17. Marzec S. Tribologia procesow skrawania metali / S. Marzec, S. Pytko // Nowe ciecze chlodzaco-smarujace. – Krakow, 1999. – 114 arc.
18. Макаров С.М. Підвищення ефективності механічної обробки деталей з використанням полімервмісних МОТЗ : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 / С.М. Макаров ; Одес. політехн. ун-т. – Одеса, 2008. – 24 с.

Раздел 12

ПРОЦЕССЫ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

Абразивная обработка – процесс формообразования материалов резанием множеством абразивных частиц (зерен). Это достаточно распространенный во всех сферах машиностроительного производства процесс. Так, на предприятиях автомобилестроения абразивными инструментами работают до 30% станков, в подшипниковой промышленности – до 80% станков. Ряд материалов (керамика, твердый сплав, изделия из природного камня) вообще не могут быть обработаны другими механическими методами.

Рабочие процессы абразивной обработки характеризуются видом применяемого инструмента или среды, материалом абразивных частиц и кинематикой рабочих движений. *Основным принципом обработки является направленное абразивное (механическое) изнашивание материала заготовки в результате режущего или царапающего воздействия более твердыми частицами инструмента.*

По назначению все процессы абразивной обработки принято делить на обдирочное, черновое, чистовое шлифование и отделочные методы.

- **Обдирочное (силовое) шлифование** применяют при обработке поверхностей, которые имеют значительные отклонения формы, большую глубину дефектного слоя. При этом производительность обработки может достигать до 5 кг/мин.

- **Черновое шлифование** выполняют под последующую чистовую обработку или при обработке поверхностей, к которым не предъявляются высокие требования по точности и шероховатости (точность обработки 8...10 квалитет и $R_a = 2,5 \dots 6,3$ мкм).

- **Чистовое шлифование** используют как окончательный метод обработки или под последующую отделочную обработку поверхностей (точность обработки 6...8 квалитет и шероховатость поверхности $R_a = 0,16 \dots 1,25$ мкм).

- **Отделочно-абразивные методы** [21] применяют с целью повышения точности обработки, снижения шероховатости поверхности, улучшения физико-механических свойств поверхностного слоя. К ним относятся: тонкое шлифование, хонингование, суперфиниширование, доводка, абразивная обработка гибкими лентами и лепестковыми кругами, полирование, виброабразивная, магнитно-абразивная, полирование уплотненным потоком абразива и др. При этом обеспечивается получение точности от 5...6-го квалитетов и шероховатости поверхности $R_a = 0,04 \dots 0,16$ мкм (тонкое шлифование) до 3...5-го квалитетов и шероховатости поверхности $R_a = 0,04 \dots 0,16$ мкм (притирка).

12.1. Абразивные материалы и инструменты

Абразивный инструмент представляет собой систему взаимосвязанных абразивных (дисперсных) частиц. По агрегатному состоянию дисперсионной среды можно выделить следующие классы абразивных инструментов.

- **Твердодисперсные** – с фиксированным расположением абразивных зерен в связке или на основе инструмента. Инструмент может быть монолитным, многослойным или однослойным (инструмент на гальванической связке, шлифовальные ленты и шкурки). Он может иметь жесткую (инструмент на гальванической связке) или гибкую основу (шлифовальные ленты и шкурки). В зависимости от материала связки инструмент бывает жестким (керами-

ческая, бакелитовая, металлическая) или упругим (вулканитовая, полиуретановая). Возможно включение дополнительных дисперсных фаз: поры (абразивный инструмент), частицы твердой смазки, наполнитель (алмазно-абразивный инструмент).

- **Жидкодисперсные** (суспензии, золи) – абразивные частицы находятся в жидкости при доводке, притирке, полировании, вибро-абразивной, ультразвуковой, струйно-абразивной обработке.

- **Газодисперсные** (пыль) – абразивные частицы увлекаются газовой или воздушной средой при вибро-абразивной, струйно-абразивной обработке,

Жидкодисперсные и газодисперсные системы относятся к процессам обработки условно свободным абразивом и представляют собой абразивные среды. Возможна их комбинация, например, пескоструйная обработка.

12.1.1. Абразивные материалы

Все абразивные материалы [1, 7, 19, 21, 33, 40] делятся на две группы: естественные (природные) и искусственные (синтетические).

Естественные материалы (кремень, наждак, корунд, гранат, алмаз и др.) не получили широкого применения в абразивных инструментах из-за нестабильности режущих свойств и высокой стоимости. Иногда для процессов полирования и доводки используются: пемза, полевой шпат, крокус, мел, тальк, каолин, венская известь [21].

Искусственные абразивные материалы делятся на две группы: обычной твердости (электрокорунд, карбид кремния, карбид бора) и сверхтвердые – синтетический алмаз и сверхтвердые поликристаллические нитриды бора (СПНБ). СПНБ выпускаются под следующими торговыми марками: гексанит, кубонит – Украина; эльбор – Россия; белбор – Беларусь; борозон (borozon) – США; CBN – Япония, Китай и др.

Сырьем для производства искусственных абразивов служат руды и минералы, содержащие большое количество твердых кристаллов, таких как оксид алюминия (Al_2O_3) и кварц (SiO_2). Сверхтвердые абразивные материалы получают в результате синтеза при сверхвысоком давлении и температуре из графита (синтетический алмаз) и гексагонального (вюрцитоподобного) нитрида бора с последующим дроблением шихты, очисткой и рассевом.

Электрокорунд представляет собой кристаллический оксид алюминия Al_2O_3 , являющийся очищенным продуктом плавки глинозема (бокситов). Различают несколько видов электрокорунда: нормальный, белый, хромистый, титанистый, монокорунд и сферокорунд.

Электрокорунд нормальный (марки: 16А, 15А, 14А, 13А, 12А) наиболее широко используется в промышленности. Применяется при черновом, получистовом и чистовом шлифовании сталей и чугунов, а также для заточки режущего инструмента из инструментальной стали.

Электрокорунд белый (марки: 25А, 24А, 23А, 22А) содержит меньше примесей, поэтому превосходит по своим режущим свойствам электрокорунд нормальный. Он применяется при шлифовании прочных и вязких сталей (незакаленных и закаленных), ковкого чугуна, заточки инструментов из быстрорежущей стали.

Электрокорунд хромистый (34А, 33А, 32А) получают при плавке в электропечах глинозема с добавлением хромистой руды. Зерна его имеют розовую окраску. В нем содержится не менее 97% Al_2O_3 и до 2% CrO .

Электрокорунд титанистый (37А) содержит не менее 97% Al_2O_3 и 2% TiO_2 .

Высокая вязкость зерен электрокорунда хромистого и титанистого создают предпосылки для их использования при напряженных режимах шлифования углеродистых и конструкционных сталей, а также для высокоточных работ и доводочных операций.

Монокорунд (45А, 44А, 43А) отличается высокой прочностью и режущими свойствами, содержит 97...98% Al_2O_3 . Применяется для обработки весьма прочных сталей, ковкого чугуна, быстрорежущей стали.

Сфериокорунд – абразивный материал, получаемый из глинозема в виде полых корундовых сфер. В нем содержится более 99% Al_2O_3 и небольшое количество примесей. Он находит применение при шлифовании мягких, вязких и специфичных материалов – кожи, резины, древесины, пластмасс, цветных металлов. Иногда используется в качестве порообразователя.

Формокорунд содержит 80...87% Al_2O_3 и Fe_2O_3 не более 1,5%. Производится в виде зерен цилиндрической (С) и призматической (Р) форм с размерами: диаметр или ширина квадратного сечения 1,2...2,8 мм, длина 3,8...8 мм. Преимущественно используется в основном для тяжелых обдирочных работ.

Карбид кремния (SiC) выпускается двух видов: черный – марок 52С, 53С, 54С, 55С (95...98% SiC) и зеленый – марок 62С, 63С, 64С (98...99% SiC).

Более качественным (и дорогим) является зеленый карбид кремния. Он применяется для заточки твердосплавного инструмента. Черный карбид кремния хрупок и используется для обработки материалов с низким пределом прочности (чугуна, бронзы), вязких металлов и сплавов (мягкой латуни, алюминия, меди), а также для обработки таких неметаллических материалов, как кожа, стекло, мрамор и т.д.

В настоящее время для упрощения [40] используют обозначения карбида кремния зеленого и черного соответственно 6С и 5С, электрокорунда белого – 2А и т.д.

Карбид бора (B_4C) – состоит из кристаллического карбида бора (84...93%) и небольшого количества примесей. По твердости и абразивной способности уступает только сверхтвердому нитриду бора и алмазу. Применяют в основном для приготовления паст и суспензий для доводки и полирования твердых материалов. Может использоваться для доводки твердосплавного инструмента, так как обеспечивает минимальный радиус кривизны режущей кромки лезвия – до 6...10 мкм (электрокорунд – до 15 мкм) [40], а также при обработке весьма твердых материалов, например рубина, корунда, кварца и др.

Окись алюминия (Al_2O_3 – глинозем). Пасты на его основе используются для притирки и доводки стальных и чугунных деталей.

Окись железа (Fe_2O_3) – мелкий однородный полировальный порошок коричневого цвета (крокус). Применяется для полирования стекол, благородных и цветных металлов.

Окись хрома (Cr_2O_3) – твердый тонкокристаллический абразивный материал темно-зеленого или почти черного цвета. Является наиболее эффективным материалом, применяемым для изготовления полировальных паст.

Одной из важнейших характеристик абразивных материалов есть **зернистость**.

По зернистости абразивные материалы делятся на следующие группы: шлифзерно – 200, 160, 125, 100, 80, 63, 50, 40, 32, 25, 20, 16; шлифпорошки – 12, 10, 8, 6, 5, 4, 3; микропорошки – М63, М50, М40, М28, М20, М14; тонкие микропорошки – М10, М7, М5. Это условное обозначение шлифовального материала, соответствующее размеру абразивных зерен (крупности) основной фракции. **Основной фракцией** называется совокупность зерен опреде-

ленного размера, преобладающих в составе данного порошка по массе (в шлифзерне и шлифпорошках) или по числу зерен (в микропорошках).

Зернистость шлифзерна и шлифпорошков определяется размером стороны ячейки нижнего контрольного сита для основной фракции (в сотых долях миллиметра). Например, шлифзерно 200 при просеивании остается на сите с номинальными размерами ячеек сетки на просвет, равными 2000 мкм.

Номер зернистости микропорошков обозначается цифрой, равной наибольшему размеру (в мкм) зерен основной фракции с добавлением буквы М. Например, микропорошок с размерами основной фракции 14–10 мкм обозначается М14.

12.1.2. Порошки из синтетических алмазов и сверхтвердых нитридов бора

В общем случае алмазный порошок – это совокупность кристаллов и поликристаллов размером не более 3000 мкм.

Алмазные порошки принято разделять на четыре основные группы [7]: шлифпорошки (с размером зерен 2500...60 мкм), микропорошки (60...1 мкм), субмикропорошки (1...0,1 мкм) и нанопорошки (10^{-3} ... 10^{-4} мкм).

Обозначение марок алмазных шлифпорошков состоит из буквенных и цифровых индексов. Буквами АС обозначаются порошки из синтетических монокристаллических алмазов (буквой А – природный алмаз), АР – из синтетических алмазных поликристаллов. При этом к индексу АР добавляется буква, обозначающая тип исходного природного поликристаллического алмаза: В – баллас, К – карбонадо, и спеков – С. К буквенным обозначениям добавляется цифровой индекс, выражающий для порошков АС значение прочности на сжатие (не менее) в ньютонах, а в шлифпорошках АР – в сотых долях ньютона.

Шлифпорошки синтетических монокристаллических алмазов выпускаются в Украине 12 марок прочности (ДСТУ 3292-95), начиная с АС2 (4, 6, 15, 20, 32, 50, 65, 80, 100, 125) до АС160. Если порошок дополнительно рассортирован по какому-либо отличительному свойству, после цифрового индекса добавляется соответствующий индекс: Т – термпрочные (термостойкие); Н – немагнитные, неэлектропроводные; А – повышенной адсорбционной активности и др.

В ИСМ НАН Украины разработаны и производятся порошки повышенной прочности марок АС200, АС250, АС300, АС350, АС400 (ТУ 88.090.029-98). Данные порошки применяются: в инструментах на металлических связках; в правящих инструментах; в инструментах для резания, сверления природного камня, керамики, бетона и буровых работ (АС200, АС250, АС300); в инструментах для обработки природного камня, стройматериалов, горных пород повышенной твердости (АС350, АС400).

Микропорошки нормальной абразивной способности, которые обозначаются индексом АСМ (алмазный синтетический микропорошок) и порошки повышенной абразивной способности – индексом АСН, выпускаются зернистостью от 60/40 до 1/0 мкм.

Зернистость шлифпорошка из СТМ определяется и характеризуется размером зерен основной фракции и обозначается дробью, числитель которой соответствует размеру ячеек верхнего сита, а знаменатель – размеру ячеек нижнего сита, на которых остаются зерна отсеиваемой фракции, образуя массу порошка определенной зернистости, например, 400/315. Цифры соответствуют размерам ячеек сит в мкм.

Для обозначения субмикropорошков к буквенным индексам добавляется цифра 5 или 1, обозначающая содержание в порошке зерен крупной фракции (соответственно не более 5 или 1%). Субмикropорошки выпускаются 6 зернистостей: АСМ5 1/0,5 (0,7/0,3; 0,5/0,1) и АСМ1 0,5/0 (0,3/0; 0,1/0).

Для получения микро и субмикropорошков специального назначения применяют различные методы модифицирования их поверхности. В этом случае к основным индексам добавляются новые: О – овализованные, Д – диамагнитные, Ф100 – гидрофобизированные, Ф700 – гидрофилизированные и др.

Ультрадисперсные алмазы (УДА, наноалмазы) с размером частиц 1...100 нм синтезируются путем детонации заряда взрывчатого вещества в специальных камерах в среде с отрицательным кислородным балансом [7]. В настоящее время уже известно, что добавки УДА в различные материалы способствуют формированию мелкозернистых структур с принципиально новыми свойствами.

Кубический нитрид бора (КНБ) является более термостойким материалом, чем алмаз и, как правило, применяется там, где не может использоваться алмаз, т.е. при больших нагрузках, высокой температуре и в физико-химической активной среде.

В Украине шлифпорошки КНБ (кубонита) с размерами зерен от 250 до 40 мкм производятся трех марок: обычной (КО), повышенной (КР) и высокой (КВ) прочности.

Основной характеристикой микropорошков из кубонита (КМ) является повышенная абразивная способность. Диапазон зернистостей такой же, как и алмазов, т.е. от 60/40 мкм до 1/0 мкм.

При производстве и контроле порошок подразделяют на фракции по размерам ячеек сортировочных сит. Эти размеры выбраны из ряда предпочтительных чисел, представляющего собой геометрическую прогрессию с определенным модулем. В Украине и странах СНГ применяется набор сит с модулем $\sqrt[10]{10} \approx 1,26$, а размеры ячеек и зернистость шлифпорошков обозначаются в микрометрах.

В США и Западной Европе применяют набор сит с обозначением размера ячеек в мешах (величина меш – это количество отверстий на один линейный дюйм сетки) и переменным модулем набора сит. Соответствие между мкм и меш приведено в [7].

Для субмикropорошков определение зернистости и зернового состава производится на электронном микроскопе при увеличении не менее $\times 10000$.

12.1.3. Абразивные инструменты

На практике абразивный инструмент подразделяют на три основных вида [33]:

- инструмент на жесткой основе, в котором зерна 1 шлифовальных материалов (рис. 12.1) жестко закреплены между собой связкой 2 (керамической, органической, металлической и т.п.);
- инструмент, изготовленный на гибкой основе (фибра, бумага, ткань или их комбинация, нетканый материал) – шлифовальная шкурка и изделия из нее (бесконечные шлифовальные ленты, ленты, бобины, конусы, диски, лепестковые круги) и другой гибкий или эластичный абразивный инструмент;
- пасты твердой и жидкой консистенции, представляющие собой композицию из шлифовальных материалов и органических связующих, закрепляющих абразивные зерна так, что

при работе они имеют значительную свободу перемещений в зоне обработки с включением в состав также смазывающих и поверхностно-активных веществ.

Наибольшее распространение получил инструмент на жесткой основе:

- шлифовальные круги – абразивные инструменты в виде тела вращения цилиндрической или специальной формы;
- шлифовальные головки – шлифовальные круги различных форм и размеров с глухими отверстиями для крепления на металлических хвостовиках–оправках;
- шлифовальные сегменты, являющиеся составной частью сборного или составного шлифовального круга;
- шлифовальные бруски призматической или цилиндрической формы, используемые для изготовления хонов или суперфинишных головок;
- шлифовальные шеверы – абразивные инструменты, имеющие форму зубчатого колеса, используемые для финишной обработки зубчатых колес;
- абразивные галтовочные тела, представляющие собой призмы, звездочки и другие произвольные геометрические формы, используемые для виброабразивной обработки в галтовочных барабанах.

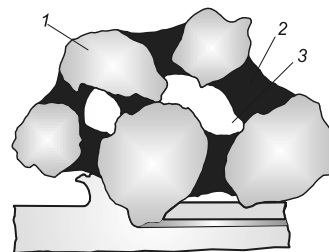


Рисунок 12.1 – Структура абразивного инструмента

По своим формам или профилю шлифовальные круги подразделяются на 13 типов: прямого (цилиндрического) или конического профилей, в виде колец, чашек, тарелок, со специальными выточками и т.д. Кроме того, правкой может быть обеспечен любой другой специальный профиль, необходимый для конкретной операции шлифования [7, 25, 29, 33].

Помимо типа и размеров характеристика шлифовального круга включает в себя: материал и марку абразива, его зернистость, твердость и номер структуры круга, тип и марку связки. Особенностью алмазно-абразивного инструмента является наличие характеристики – концентрации алмазных зерен и отсутствие характеристик – твердость и номер структуры. В состав характеристики входят также рабочая скорость инструмента, его степень точности и класс неуравновешенности масс.

Твердость абразивных инструментов – это условное обозначение способности связки удерживать зерна в инструменте. Установлена следующая шкала степеней твердости абразивных инструментов [33]: ЧМ1, ЧМ2 – чрезвычайно мягкий; ВМ1, ВМ2 – весьма мягкий; М1...М3 – мягкий; СМ1, СМ2 – среднемягкий; С1, С2 – средний; СТ1...СТ3 – среднетвердый; Т1, Т2 – твердый; ВТ1, ВТ2 – весьма твердый; ЧТ1...ЧТ9 – чрезвычайно твердый. Здесь цифры 1, 2...9 характеризуют твердость в порядке ее возрастания. Для инструментов на вулканитовой связке применяют укрупненные степени твердости: СМ, С, СТ, Т. Соответствие твердости европейским стандартам приведено в [33].

В большинстве случаев шлифования применяют абразивные круги средней степени твердости, которые обеспечивают высокую производительность и достаточную стойкость. При бесцентровом, внутреннем и плоском шлифовании применяют более мягкие круги, а при профильном шлифовании, резьбошлифовании, шлифовании прерывистых поверхностей и заготовок малых диаметров используют более твердые круги. Шлифование с СОЖ выполняют более твердыми кругами.

Связка абразивных инструментов [21, 33] служит для скрепления зерен в объемную структуру заданной формы, обеспечивая их удержание до момента достижения критической

степени изнашивания. Она оказывает большое влияние на работоспособность кругов. От количества, вида, качества и равномерности распределения связки в абразивном круге зависят твердость, прочность, структура, неуровненность круга и допускаемая скорость шлифования.

Для изготовления абразивных кругов применяют неорганические (керамические – К, силикатные – С, магнезиальные, металлические – М) и органические (бакелитовые – Б, вулканитовые – В, глифталевые – Гф, полимерные) связки. Из них наиболее распространены керамическая, бакелитовая и вулканитовая связки, а при производстве алмазного инструмента – бакелитовая и металлическая связки.

Номер структуры абразивного инструмента характеризует соотношение между объемами зерен 1 (V_3), связки 2 (V_c) и пор 3 (V_n): $V_3 + V_c + V_n = 100\%$ (см. рис. 12.1). Абразивный инструмент по структуре разделяют на 12 групп от 1 до 12. Между номером структуры N и объемной концентрацией зерен V_3 , %, существует взаимосвязь [33]:

$$N = 0,5 (62 - V_3) . \quad (12.1)$$

По европейскому стандарту ISO/FDIS 6103 приняты номера структуры от 0 до 14. Номер структуры также рассчитывается по формуле (12.1).

С повышением номера структуры на единицу содержание абразивных зерен уменьшается на 2%. Структуры № 1...4 называются закрытыми или плотными, № 5...8 – средними, № 9...12 – открытыми. Общие рекомендации таковы: № 1...4 – профильное шлифование; № 5...8 – обычное шлифование; № 9...12 – скоростное шлифование, обработка мягких неметаллических материалов.

Концентрация зерен алмазных и кубонитовых кругов является условной характеристикой амазоносного слоя. За концентрацию 100% принимают 4,4 карата в 1 см^3 ($8,8 \text{ г/см}^3$), что составляет 25% (по объему).

С увеличением концентрации повышается режущая способность и стойкость кругов, но и растет их стоимость. Для окончательного шлифования и доводки рекомендуются круги 100% и 150% концентраций, а для профильного шлифования и заточки твердосплавных инструментов 150...200% концентрации.

12.2. Виды шлифования. Элементы режима резания при шлифовании

К основным видам шлифования относятся:

- наружное круглое (с продольной или осевой подачей, с поперечной подачей, бесцентровое);
- внутреннее (при вращающейся заготовке с продольной и поперечной подачами; бесцентровое; при неподвижной заготовке – планетарное);
- плоское (периферией, торцом круга);
- специальное (профильное, резьбовое, фасонное и т.д.).

Процесс шлифования обычно осуществляется посредством трех движений:

- движения резания – вращения шлифовального круга D_r ;
- формообразующего движения подачи (или движения направленного, как правило, по касательной к обработанной поверхности детали): продольная подача D_{S2} (поступательное или возвратно-поступательное движение); круговая подача D_{S3} (вращательное движение) и др.;
- движения D_{S1} (непрерывного или дискретного), определяющего глубину резания t – поперечная подача (направлена, как правило, по нормали к обработанной поверхности).

Движения подач могут осуществляться шлифовальным инструментом, обрабатываемой заготовкой или комбинацией их взаимных перемещений.

Скорость шлифовального круга V_k , м/с, является главной составляющей скорости резания и определяется по формуле:

$$V_k = \pi D_k n_k / (60 \cdot 1000), \quad (12.2)$$

где D_k – диаметр круга, мм; n_k – частота его вращения, об/мин.

12.2.1. Наружное круглое шлифование

Скорость вращения заготовки V_3 , м/мин:

$$V_3 = \pi D_3 n_3 / 1000, \quad (12.3)$$

где D_3 – диаметр заготовки, мм; n_3 – частота ее вращения, об/мин.

Поперечная подача (подача в направлении снятия припуска) S_n зависит от вида шлифования.

- При шлифовании с продольной подачей $S_n = t$ (рис. 12.2 а). Устанавливается на двойной S_{2x} или одинарный S_x ход обрабатываемой заготовки или круга. При черновом шлифовании $S_{2x} = t = 0,01 \dots 0,07$; при чистовом – $S_{2x} = t = 0,005 \dots 0,02$ мм.

- Врезное шлифования (без продольной подачи) (рис. 12.2 б) чаще всего применяется при обработке фасонных, а также коротких цилиндрических поверхностей на жестких заготовках. Поперечная подача при этом принимается как перемещение за один оборот заготовки $S_n = S = t = 0,002 \dots 0,005$ мм/об. Иногда она задается минутной подачей $S_m = 0,8 \dots 3$ мм/мин, тогда $S_n = S = t = S_m / n_3$.

- Глубинное шлифование (рис. 12.2 в) применяют при обработке жестких коротких заготовок со снятием глубины до 0,4 мм за один проход ($S_n = 0$). Основную работу резания выполняет коническая часть круга (специально спрофилированный заборный конус), а цилиндрическая (калибрующая часть) только зачищает обрабатываемую поверхность.

Продольная подача $S_{пр}$ назначается на один оборот обрабатываемой заготовки, S (мм/об) в долях S_B ширины шлифовального круга B_k или рассчитывается минутная подача $S_m = V_{пр}$ (м/мин):

$$S = S_B B_k; \quad S_m = V_{пр} = S n_3 / 1000 = S_B B_k n_3 / 1000. \quad (12.4)$$

При многопроходном черновом шлифовании $S_B = 0,3 \dots 0,85$, при чистовом $S_B = 0,2 \dots 0,3$. При глубинном шлифовании $S_{\Pi} = S = 1 \dots 6$ мм/об.

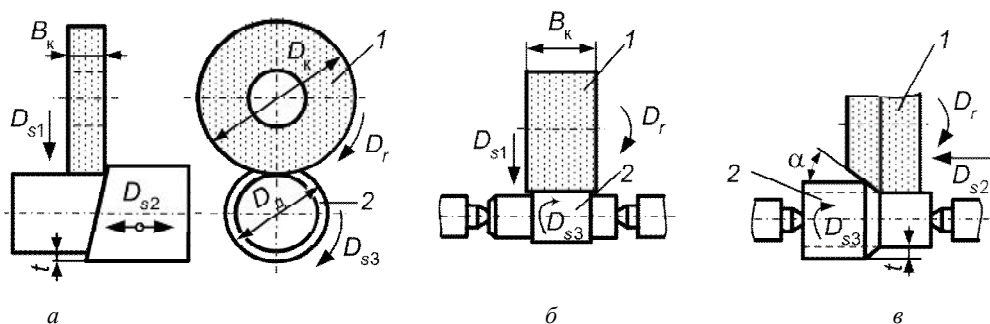


Рисунок 12.2 – Способы круглого наружного шлифования:
1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая заготовка

12.2.2. Внутреннее круглое шлифование

Внутреннее круглое шлифование может осуществляться обычным и планетарным способами. В первом случае (рис. 12.3 а) заготовка закрепляется в патроне (или на специальной планшайбе) и получает вращательное движение круговой подачи с окружной скоростью V_3 , м/мин. Шлифовальный круг имеет скорость V_k , м/с, и совершает возвратно-поступательное движение $S_{\Pi} = S_m = V_{\Pi}$, м/мин. Поперечная подача задается как $S_{\Pi} = S_{2\chi}$, мм/дв. ход.

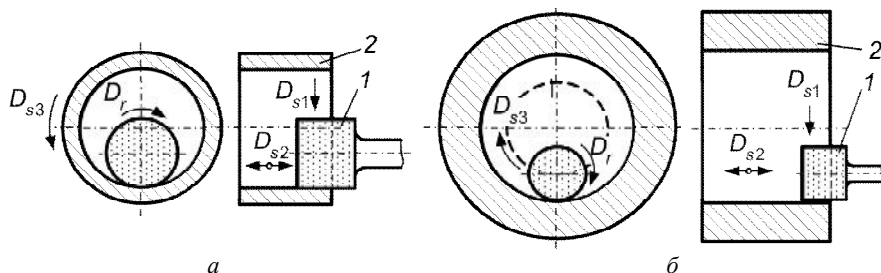


Рисунок 12.3 – Схемы внутреннего шлифования

При планетарном способе внутреннего шлифования заготовка неподвижна, а все движения осуществляются кругом (рис. 12.3 б). Этот метод применяется при обработке крупных и тяжелых заготовок. Шлифовальный шпиндель станка имеет четыре движения: вокруг своей оси со скоростью круга V_k ; планетарное вокруг оси обрабатываемого отверстия со скоростью V_3 ($n_{\Pi} = n_3$); возвратно-поступательное вдоль оси изделия $S_{\Pi} = S_B B_k$; $S_{\Pi} = S_{2\chi} = 0,008 \dots 0,02$ мм/дв. ход.

Внутреннее шлифование протекает в более тяжелых условиях, чем наружное. Диаметр шлифовального круга должен выбираться меньше диаметра обрабатываемого отверстия

$D_k = (0,75 \dots 0,25) D_3$, что накладывает ограничения на используемые скорости шлифования; повышенная площадь зоны шлифования (длина дуги контакта абразивных зерен с обрабатываемым материалом); применение СОТС не всегда возможно, а при его использовании проникновение в зону резания затруднено, что приводит к снижению отвода тепла; пониженная жесткость крепления инструмента из-за его относительно малых размеров и большого вылета. Поэтому режимы резания для внутреннего шлифования ($S_{\text{п}}$ и $S_{\text{пр}}$) назначают в 2...3 раза меньше, чем для наружного.

12.2.3. Плоское шлифование

Плоское шлифование осуществляется двумя методами: периферией (рис. 12.4 а) и торцом круга (рис. 12.4 б). Плоскошлифовальные станки могут быть с прямоугольным или круглым столом. Рассмотрим случай использования прямоугольного стола как наиболее часто применяемого.

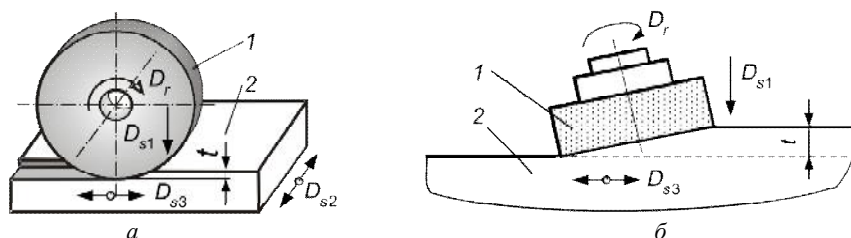


Рисунок 12.4 – Схемы плоского шлифования периферией (а) и торцом (б) круга

Процесс плоского шлифования периферией круга является промежуточным между наружным и внутренним шлифованием и приближается к первому, т.е. при $R_3 = D_3 / 2 \rightarrow \infty$ круглое шлифование трансформируется в плоское. Поэтому можно установить следующее соответствие элементов режима резания:

- круглое наружное шлифование \Rightarrow плоское шлифование (для станков с прямоугольным столом);
- вращательное движение заготовки $V_3 \Rightarrow$ возвратно–поступательное продольное движение стола $S_{\text{пр}} = V_{\text{пр}}$;
- продольная подача $S_{\text{пр}} = S_B B_K \Rightarrow$ поперечная подача $S_{\text{п}} = S_B B_K$;
- поперечная подача $S_{\text{п}} = t \Rightarrow$ вертикальная подача (на врезание) $S_B = t$.

Глубина резания t назначается в интервале 0,02...0,10 мм. Большие значения t берутся для более жестких заготовок и больших D_k . Остальные элементы режима резания для плоского шлифования периферией круга выбираются близкими к аналогичным для круглого наружного шлифования.

При шлифовании торцом круга поверхность контакта значительно больше, чем при шлифовании периферией и, как правило, захватывает всю заготовку. Процесс характеризуется большими силами резания и повышенным тепловыделением. Следовательно, шлифование торцом круга применимо для обработки достаточно жестких заготовок. При черновой обработке для лучшего использования режущей способности круга ось шпинделя устанавливают под некоторым углом ($\approx \arcsin t / D_k$). При чистовой обработке поверхность круга устанавливают параллельно плоскости стола.

12.2.4. Бесцентровое шлифование

При бесцентровом шлифовании заготовка получает вращение без крепления в центрах или в патроне, причем базой является сама обрабатываемая поверхность. Бесцентровое шлифование может применяться для обработки как внутренних, так и наружных поверхностей, осуществляться на проход и до упора. Рассмотрим некоторые основные особенности этого процесса на примере обработки цилиндрических заготовок на проход (рис. 12.5). Обрабатываемая заготовка 2 базируется между опорным ножом 4 и ведущим кругом 3, заправленным по форме однополостного гиперболоида вращения, и обрабатывается шлифовальным кругом 1.

Рабочий круг вращается со скоростью $V_{\text{к}} = 30...35$ м/с, ведущий – $V_{\text{в}} = 15...30$ м/мин. В результате различных скоростей вращения кругов сила трения между ведущим кругом и заготовкой существенно больше окружной силы резания. Для большего увеличения силы трения ведущий круг изготавливают на вулканитовой связке зернистостью 10...12 и твердостью СТ2...Т1.

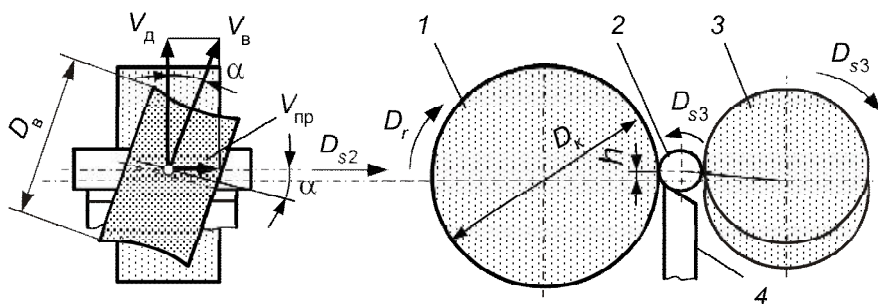


Рисунок 12.5 – Схема бесцентрового шлифования

Ось ведущего круга относительно оси заготовки наклоняется на угол α (чистовое шлифование $\alpha = 1...2^\circ$; получистовое $\alpha = 2...5^\circ$; обдирочное до 10°). В результате этого скорость ведущего круга V_v раскладывается на вектор скорости вращения заготовки (детали) и вектор скорости ее продольного перемещения. Поэтому ведущий круг обеспечивает своим вращением вращательное V_d и поступательное $V_{пр} = S_{пр}$ движения заготовки с учетом коэффициента проскальзывания $k = 0,95...0,99$:

$$V_{\text{II}} = V_{\text{B}} k \cos \alpha = \pi D_{\text{B}} n_{\text{B}} k \cos \alpha / 1000; \quad V_{\text{III}} = V_{\text{B}} k \sin \alpha = V_{\text{II}} \operatorname{tg} \alpha, \quad (12.5)$$

где $D_{\text{в}}$ – диаметр ведущего круга, мм; $n_{\text{в}}$ – частота его вращения, об/мин.

Ось заготовки устанавливается выше осей кругов на $h \approx 0,5 (D_k + D_d) \sin \alpha$, где D_k, D_d – диаметры шлифовального круга и детали.

12.3. Особенности абразивной обработки материалов

Процессы обработки абразивными зернами принципиально не отличаются от лезвийной, т.к. процесс стружкообразования на режущих лезвиях различных инструментов протекает по единой схеме. Во всех случаях резание является последовательным сдвигом (или

скалыванием) отдельных элементов – стружек с помощью лезвия, к которому приложена определенная сила. По аналогии ближе всех к абразивному инструменту находятся многозубые фрезы с неравномерным шагом зубьев, работающие с разделением припуска по высоте.

Однако процессы абразивной обработки имеют следующие существенные особенности:

- случайное (беспорядочное) расположение большого количества зерен относительно малых размеров на рабочей поверхности инструмента;
- прерывистая режущая кромка;
- разноразмерность вершин режущих элементов;
- разнообразная (неправильная) геометрическая форма абразивных зерен, обеспечивающая, как правило, отрицательные передние углы резания (царапания);
- особые свойства режущих элементов (абразивных зерен): высокая твердость, термостойкость, острота, хрупкость, способность разрушаться, образуя новые микро- и субмикрорезы;
- высокие скорости микропеснения и малые глубины песнения (царапания);
- интенсивное скольжение зерен по обрабатываемой поверхности в момент времени, предшествующий их врезанию и началу микропеснения;
- динамическое воздействие каждого абразивного зерна на обрабатываемый поверхностный слой;
- абразивный инструмент может в процессе работы сам восстанавливать свою режущую способность (самоорганизовываться);
- рельеф обработанной поверхности формируется под действием как геометрических факторов, характерных для процесса лезвийной обработки резанием, так и пластических деформаций, сопровождающих процесс микропеснения.

Схема работы абразивного зерна при микропеснении представлена на рис. 12.6 [14]. Зерна являются многогранниками неправильной формы и имеют округленные радиусом ρ вершины. Округление это невелико (обычно $\rho = 8...20$ мкм), но его всегда нужно учитывать, так как при микропеснении толщины слоев, снимаемых отдельными зернами, соизмеримы с ρ .

Как видно из рисунка, в процессе песнения зерна имеют отрицательные передние углы, резко повышающие их механическую прочность и сопротивление действующим на них силам. У каждого режущего зерна различают переднюю поверхность ECB , по которой сходит стружка, и заднюю поверхность BC_1E_1 , обращенную к обработанной поверхности. На зернах различают микровыступы M и субмикровыступы N (см. рис. 12.6). Они в 10 и 100 раз меньше по сравнению с основным царапающим элементом и играют роль самостоятельных царапающих элементов, снимающих стружки. Следовательно, при абразивной обработке имеет также место микро- и субмикрорезание.

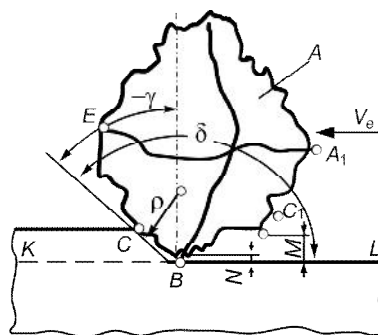


Рисунок 12.6 – Схема шлифующего зерна

при микропеснении:
 A – основной царапающий элемент (абразивное зерно);
 M – микровыступ;
 N – субмикровыступ;
 KL – линия среза

Рассмотренные особенности абразивной обработки позволяют условно определить ее место как промежуточное между процессами резания лезвийными инструментами и изнашиванием при трении: резание лезвийными инструментами \Rightarrow шлифование \Rightarrow хонингование, доводка, притирка \Rightarrow полирование \Rightarrow изнашивание при трении.

12.4. Основы строения абразивных инструментов

Моделирование абразивно-алмазных инструментов является определяющим этапом при разработке теоретических основ процесса шлифования. Теоретические работы в этой области, как правило, направлены на создание модельных представлений о шлифовальном круте как объекте и получение на их основе аналитических зависимостей, связывающих исходные параметры с характеристиками расположения элементов зерен на его рабочей поверхности [1, 2, 4, 14, 20, 36 и др.].

Сложность получения реалистической модели рабочей поверхности абразивного инструмента связана со стохастической (случайной) природой исходного объекта. Среди всех режущих инструментов абразивные являются единственными, у которых регламентируются не геометрические параметры режущих элементов, а зерновой состав исходной навески зерен. Это затрудняет исследование рельефа инструмента, требует применения методов теории вероятности и математической статистики при моделировании и описании результатов экспериментальных исследований.

Можно выделить четыре основных элемента, на базе которых строятся статистические модели рабочей поверхности абразивно-алмазного инструмента: *форма и закон распределения размеров зерен, закон распределения центров зерен в абразивном пространстве, пространство абразивного слоя и поверхность связки, определенным образом расположенная в абразивном пространстве, распределение вершин зерен относительно поверхности связки.*

При теоретических расчетах и моделировании сложная геометрическая форма реальных алмазных и абразивных зерен исследователями в зависимости от решаемой задачи заменяется упрощенным эквивалентом на базе трехосного эллипсоида: шаром [2, 14] или, что более точно – эллипсоидом вращения с постоянным соотношением осей [1, 20, 24, 36].

12.4.1. Распределение размеров абразивных зерен

Кроме основной, в составе порошков содержатся побочные фракции: крупнее или мельче основной. Для описания всего разнообразия диапазонов с учетом вероятностной природы размеров зерен необходимо выполнить их статистическую параметризацию [4].

Эта параметризация обеспечивается модификацией параметров масштабируемых законов распределения с приведением их к трем: характеристическому размеру абразивных зерен a_0 (масштабный коэффициент, мкм), коэффициенту смещения математического ожидания относительно характеристического размера k_m (коэффициент относительного расположения) и коэффициенту вариации k_v (коэффициент формы).

Такой подход аналогичен заданию геометрических параметров зубьев инструмента для обработки эвольвентных зубчатых колес, где модуль – масштабный коэффициент, а прочие безразмерные параметры определяют профиль инструмента.

Характеристический размер a_0 – максимальный размер зерен основной фракции в мкм. В зависимости от обозначения зернистости и типов абразивных порошков его значения определяются следующим образом:

- абразивное шлифзерно и шлифпорошки (ГОСТ 3647-80) $\Rightarrow a_0 = 12,6 Z$, где Z – номер зернистости ($Z = 200 \dots 4$);
- абразивные микропорошки (ГОСТ 3647-80) $\Rightarrow a_0$ – соответствует числу после буквы М (М63...М5);
- порошки и микропорошки из синтетического алмаза и КНБ (ДСТУ 3292-95, ранее был ГОСТ 9206-80) $\Rightarrow a_0$ – соответствует числителю дроби зернистости.

Коэффициент относительного расположения k_m – отношение математического ожидания E закона распределение размеров зерен к характеристическому размеру a_0 :

$$k_m = E / a_0. \quad (12.6)$$

Тогда средний размер абразивных зерен d_{mean} определяется зависимостью:

$$d_{mean} = a_0 k_m. \quad (12.7)$$

Коэффициент вариации k_v – отношение среднеквадратического отклонения s закона распределения размеров зерен к математическому ожиданию: $k_v = s / E$. Тогда среднеквадратическое отклонение размеров зерен определяется зависимостью $s = d_{mean} k_v = a_0 k_m k_v$.

Интервал возможных значений размеров зерен соответствует $0 < d < d_{max}$. В общем случае максимально возможный размер зерен определяется по зависимости (значения коэффициентов приведены в табл. 12.1):

$$d_{max} = a_0 k_{max} = a_0 k_{lim} k_{form}, \quad (12.8)$$

где k_{lim} – коэффициент предельной фракции, зависящий от знаменателя геометрической прогрессии интервала размеров фракций; k_{form} – коэффициент формы зерен характеризует их возможность проходить через ячейки предельного сита наименьшим сечением $k_{form} = 1 \dots 1,3$ (для ориентировочных расчетов $k_{form} \approx 1,15$), для микропорошков, контролируемых микро-скопическим методом $k_{form} = 1$.

Таблица 12.1 – Значения коэффициентов, определяющих $d_{max} = a_0 k_{max}$

Наименование	k_{lim}	k_{form}	k_{max}
Абразивные шлифзерно и шлифпорошки	$\varphi = 1,26$	1,15	1,45
Шлифпорошки из СТМ узкого диапазона зернистости	$\varphi^2 = 1,59$	1,15	1,83
Шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости	$\varphi^4 = 2,54$	1,15	2,92
Микропорошки из СТМ узкого диапазона зернистости	$\varphi^2 = 1,59$	1	1,59

Распределение размеров абразивных зерен. Рассмотрим основные свойства нормального закона распределения и производного от него логарифмически-нормального, наиболее часто используемых при описании распределения параметров рабочей поверхности абразивного инструмента и исходных характеристик шлифпорошков [1, 20].

Плотность вероятности распределения размеров зерен $d \equiv x$ по нормальному закону имеет вид:

$$f_N(x; \mu_N, \sigma_N) = \frac{1}{\sigma_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{x - \mu_N}{\sigma_N} \right)^2 \right], \quad 0 < x < d_{\max}, \quad (12.9)$$

где μ_N, σ_N – параметры закона распределения, зависящие от характеристик порошка ($\mu_N = a_0 k_m, \sigma_N = a_0 k_m k_v$) и соответствующие математическому ожиданию $E(d_{mean})$ и средне-квадратическому отклонению s ; $d_{\max} = a_0 k_{\max}$.

Случайная величина x считается логарифмически-нормально распределенной, если ее логарифм ($\ln x$) подчинен нормальному закону распределения. Плотность вероятности для логарифмически-нормального распределения размеров зерен $d \equiv x$:

$$f_{LN}(x; \mu_{LN}, \sigma_{LN}) = \frac{1}{x \sigma_{LN} \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\ln x - \mu_{LN}}{\sigma_{LN}} \right)^2 \right], \quad 0 < x < d_{\max}, \quad (12.10)$$

где μ_{LN}, σ_{LN} – параметры закона распределения, зависящие от характеристик порошка и определяемые по зависимостям из [4]:

$$\mu_{LN} = \ln \left(\frac{a_0 k_m}{\sqrt{k_v^2 + 1}} \right); \quad \sigma_{LN} = \sqrt{\ln(k_v^2 + 1)}. \quad (12.11)$$

Переход к характеристическим параметрам (a_0, k_m, k_v) для логарифмически-нормального закона распределения производится решением системы нелинейных уравнений относительно параметров μ_{LN}, σ_{LN} :

$$\begin{cases} a_0 k_m &= \exp(\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2/2); \\ (a_0 k_m k_v)^2 &= \exp(2\mu_{LN} + \sigma_{LN}^2) [\exp(\sigma_{LN}^2) - 1], \end{cases} \quad (12.12)$$

где $a_0 k_m = E$ – математическое ожидание; $(a_0 k_m k_v)^2 = s^2 = D$ – дисперсия.

Таким образом, функции плотности вероятности нормального (12.9) и логарифмически-нормального (12.10) распределений зависят от характеристических (модифицированных) параметров (a_0, k_m, k_v). Значения параметров для практических расчетов [1, 4, 6] приведены в табл. 12.2, а примеры графиков плотностей распределения размеров представлены на рис. 12.7.

Пример. Выберем нормальный закон распределения размеров зерен с параметрами, имеющими совпадающие значения по табл. 12.2 (абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом H и шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости): коэффициент относительного расположения математического ожидания $k_m = 0,82$; коэффициент вариации

$k_v = 0,27$. Характеристический размер зерен примем $a_0 = 200$ мкм, что одновременно соответствует зернистости: $Z = a_0 / 12,6 = 15,9 \approx 16$ (абразивное шлифзерно и шлифпорошки) и 200/125 (шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости). Тогда средний размер зерен $d_{mean} = a_0 k_m = 200 \cdot 0,82 = 164$ мкм.

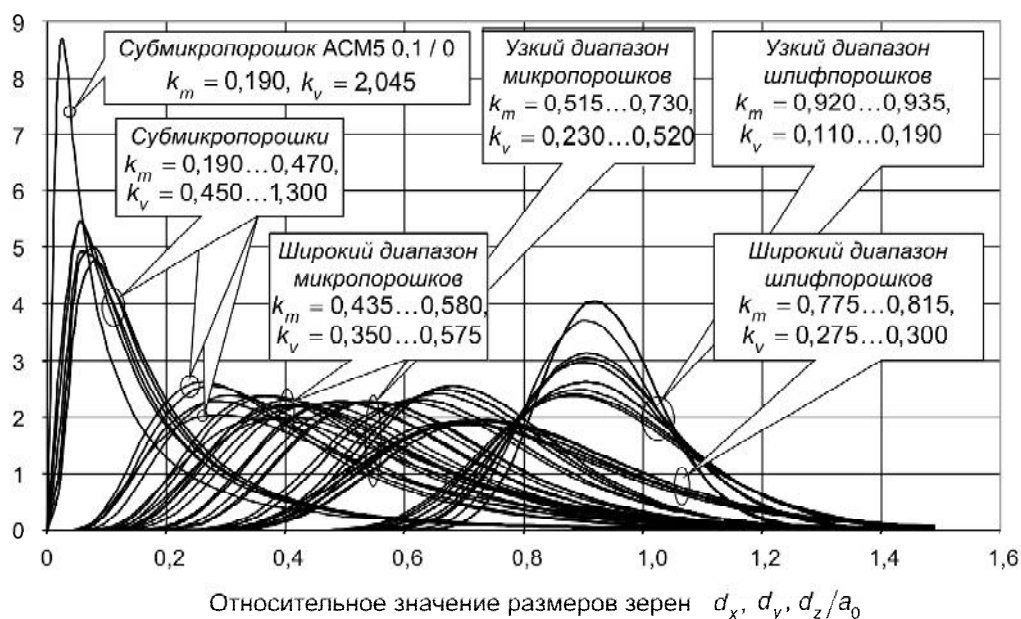


Рисунок 12.7 – Плотности логарифмически-нормального распределения размеров зерен в форме трехосного эллипсоида для алмазно-абразивных шлифпорошков, микропорошков и субмикропорошков по ДСТУ 3292-95

Таблица 12.2 – Значения параметров законов распределения размеров зерен

Наименование	Закон распределения размеров зерен			
	нормальный		лог.-нормальный	
	k_m	k_v	k_m	k_v
Абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом П	0,85–0,88	0,22–0,23	0,85–0,87	0,19–0,20
Абразивное шлифзерно и шлифпорошки с индексом Н	0,79–0,83	0,25–0,29	0,81–0,85	0,20–0,22
Абразивное шлифзерно с индексом Д	0,81–0,82	0,34–0,36	0,84–0,85	0,27–0,28
Шлифпорошки из СТМ узкого диапазона зернистости.	0,91–0,92	0,10–0,16	0,92–0,94	0,11–0,17
Шлифпорошки из СТМ широкого диапазона зернистости	0,80–0,84	0,21–0,35	0,77–0,84	0,22–0,30
Микропорошки из СТМ узкого диапазона зернистости	0,45–0,74	0,24–0,80	0,54–0,73	0,22–0,78

12.4.2. Количество зерен в единице объема абразивного инструмента

Рассмотрим исходный абразивный слой (абразивное пространство $X-Y-Z$), который для простоты дальнейших рассуждений представим как куб со сторонами A , мкм. Центры зерен равновероятно (по закону равной вероятности) распределены в пространстве абразивного слоя. Математическое ожидание (средний размер) зерен, имеющих форму шара, равно $d_{mean} = a_0 k_m$. Зерна занимают только часть объема куба: $V_3 = A^3 K_V$, где $K_V < 1$ – коэффициент относительного объема, занимаемого зернами. Тогда количество зерен Z_V в выделенном объеме A^3 будет равно отношению их объема V_3 к объему $\pi (d_{mean})^3 / 6$ среднего единичного зерна (A, d_{mean}, a_0 – величины одной размерности):

$$Z_V = \frac{6}{\pi} (A/d_{mean})^3 K_V = \frac{6}{\pi} (A/a_0 k_m)^3 K_V. \quad (12.13)$$

Коэффициент относительного объема определяется по зависимостям:

- для инструментов из абразивных материалов

$$K_V = (31 - N) / 50; \quad (12.14)$$

- для инструментов из синтетического алмаза и КНБ

$$K_V = K / 400, \quad (12.15)$$

где N – номер структуры (условный); K – концентрация (условная) сверхтвердого материала в абразивном слое, проценты.

Взаимосвязь между относительной объемной концентрацией зерен в абразивном слое K_V и характеристиками абразивных (N) и абразивно-алмазных инструментов (K) приведена на рис. 12.8.

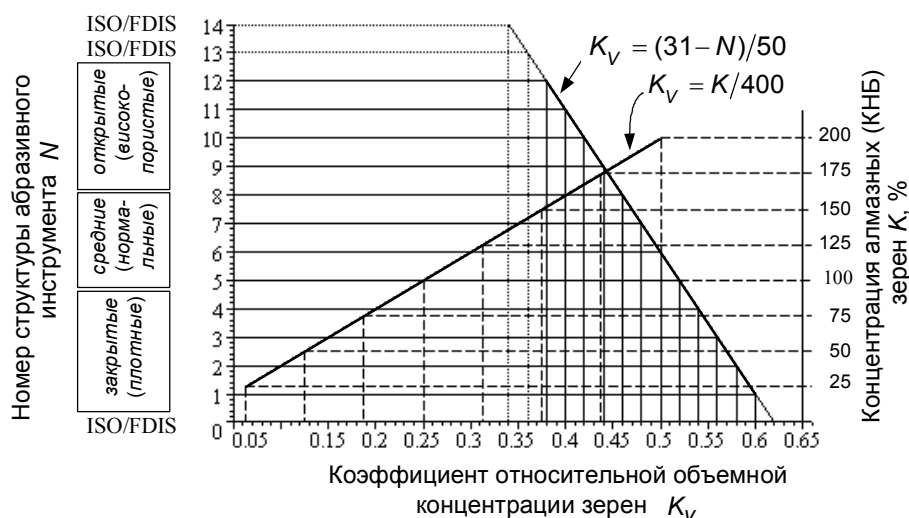


Рисунок 12.8 – Взаимосвязь между относительной объемной концентрацией зерен K_V и характеристиками абразивных и абразивно-алмазных инструментов

Для алмазного инструмента $K_V = 0,0625 \dots 0,5$ ($K = 25 \dots 200\%$), а для абразивного $K_V = 0,38 \dots 0,6$ ($N = 12 \dots 1$), т.е. алмазный инструмент имеет, как правило, существенно меньшую объемную концентрацию. Для примеров выберем совпадающее значение $K_V = 0,5$ ($N = 6$, $K = 200\%$).

Пример: $Z_V = 216,5$ шт/мм³ ($A = 1000$ мкм; $d_{mean} = 164$ мкм).

12.4.3. Количество зерен на единице площади рабочей поверхности абразивного инструмента

Рабочую поверхность абразивного инструмента можно представить как полупространство абразивного слоя, ограниченное поверхностью связки. В общем случае поверхность связки может иметь произвольную форму. Для простоты рассуждений примем плоскость, что не отразится на конечном результате.

Выполним сечение исходного абразивного пространства A плоскостью $X-Y$ (условная поверхность связки). В сечение попадут зерна, центры которых находятся от него на расстоянии, меньшем половины их диаметра d_{mean} . Тогда количество зерен Z_{S0} , попавших в сечение $X-Y$, будет в A/d_{mean} меньше Z_V :

$$Z_{S0} = \frac{6}{\pi} (A/d_{mean})^2 K_V = \frac{6}{\pi} (A/a_0 k_m)^2 K_V. \quad (12.16)$$

Разделим абразивное пространство A по сечению $X-Y$, удалив одну его часть, и получим полупространство рабочей поверхности инструмента. При этом не все зерна, пересекаемые поверхностью связки, останутся зафиксированными на рабочей поверхности, часть их (слабо закрепленных) вывалится. Для учета оставшихся зерен введем коэффициент относительной высоты выступания зерен над уровнем связки k_h ($0 < k_h < 1$). Тогда можно записать выражение для количества зерен на единице площади рабочей поверхности:

$$Z_S = Z_{S0} k_h = \frac{6}{\pi} (A/d_{mean})^2 K_V k_h = \frac{6}{\pi} (A/a_0 k_m)^2 K_V k_h. \quad (12.17)$$

Относительная критическая глубина заделки зерен в связке $\epsilon_{кр} = 1 - k_h$ [1]. Для практических расчетов можно принимать следующие значения: $k_h = 0,9 \dots 0,5$ для зерен из абразивных материалов; $k_h = 0,5 \dots 0,3$ для алмаза и КНБ. Разница в диапазонах значений определяется особенностями их строения.

Экспериментальное определение k_h соответствует нахождению отношения $Z_{S(факт)} / Z_{S0}$, где $Z_{S(факт)}$ находится непосредственным подсчетом зерен, видимых на единице площади поверхности инструмента, а Z_{S0} определяется по (12.16).

Пример: $Z_S = 17,75$ шт/мм² ($A = 1000$; $d_{mean} = 164$ мкм; $K_V = 0,5$; $k_h = 0,5$).

12.4.4. Распределение вершин зерен на рабочей поверхности

При определении статистически-обоснованного закона распределения вершин зерен на рабочей поверхности абразивного инструмента необходимо одновременно учитывать вероятностный характер распределения их центров и размеров. Рассмотрим случай, когда цен-

тра зерен распределены в исходном абразивном пространстве равномерно (равномерный закон распределения), а распределение размеров зерен соответствует нормальному закону (12.9).

Определение закона распределения вершин зерен относительно уровня связки будем выполнять в следующей последовательности [4].

- Выполнить сечение абразивного пространства плоскостью.
- Определить плотность распределения вершин зерен относительно секущей плоскости. Расстояние от вершины каждого отдельного i -го зерна до секущей плоскости будет равно: $y_i = c_i + d_i/2$, где c_i – расстояние от центра зерна до секущей плоскости; d_i – размер зерна. Плотность результирующего распределения для случая суммирования взаимно независимых случайных величин будет представлять собой их композицию [34].

• Перейти от абразивного пространства к полупространству (рабочей поверхности инструмента). Переход производится усечением результирующего закона распределения для отрицательных значений координат вершин зерен.

Теоретическая плотность вероятности распределения вершин зерен над поверхностью связки будет иметь следующий вид:

$$f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \frac{1}{2\mu_{GD}} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{y + \mu_{GD}}{\sqrt{2}\sigma_{GD}} \right) - \operatorname{erf} \left(\frac{y - \mu_{GD}}{\sqrt{2}\sigma_{GD}} \right) \right]; 0 \leq y < \infty, \quad (12.18)$$

где μ_{GD} , σ_{GD} – параметры распределения; $\operatorname{erf}(z)$ – функция ошибки.

Вероятность распределения $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \int_0^y f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) dy$:

$$F_{GD} = \frac{\sigma_{GD}}{2\mu_{GD}} \left\{ z_1 \operatorname{erf} \left(\frac{z_1}{\sqrt{2}} \right) - z_2 \operatorname{erf} \left(\frac{z_2}{\sqrt{2}} \right) + \sqrt{\frac{2}{\pi}} \left[\exp \left(-\frac{z_1^2}{2} \right) - \exp \left(-\frac{z_2^2}{2} \right) \right] \right\}, \quad (12.19)$$

где $z_1 = (y + \mu_{GD})/\sigma_{GD}$; $z_2 = (y - \mu_{GD})/\sigma_{GD}$.

Вероятность распределения вершин зерен относительно уровня связки $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})$ определяет относительное количество вершин зерен (относительно общего количества зерен на поверхности связки) в интервале $0..y$, т.е. в слое между поверхностью связки и эквидистантной поверхностью, расположенной на расстоянии y .

Особый интерес представляет взаимосвязь параметров закона распределения вершин зерен μ_{GD} , σ_{GD} с параметрами распределения их размеров μ_N , σ_N . Как показали модельные исследования [4], для нормального закона распределения диаметров зерен эта взаимосвязь имеет следующий вид:

$$\mu_{GD} = \mu_N k_h = a_0 k_m k_h; \quad \sigma_{GD} = \sigma_N k_h = a_0 k_m k_v k_h, \quad (12.20)$$

где k_h – коэффициент относительной высоты выступления зерен над уровнем связки.

Полученный теоретический закон распределения вершин зерен над поверхностью связки задан на интервале от 0 до ∞ . В реальности размер абразивных зерен ограничен зна-

чениями $d_{\max} = a_0 k_{\max}$ (табл. 12.1). Тогда максимально возможная высота выступления зерен из связки h_{\max} определится выражением: $h_{\max} = d_{\max} k_h = a_0 k_{\max} k_h$.

Требуемый закон распределения может быть получен усечением справа уравнения (12.18) до координаты вершины максимально выступающего зерна h_{\max} :

$$f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) = \frac{k}{2\mu_{GD}} \left[\operatorname{erf} \left(\frac{y + \mu_{GD}}{\sqrt{2} \sigma_{GD}} \right) - \operatorname{erf} \left(\frac{y - \mu_{GD}}{\sqrt{2} \sigma_{GD}} \right) \right]; 0 \leq y < h_{\max} \quad (12.21)$$

где k – коэффициент, компенсирующий усечение (для практических расчетов $k \cong 1$):

$$k = 1 / \int_0^{h_{\max}} f_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD}) dy = 1 / F_{GD}(h_{\max}, \mu_{GD}, \sigma_{GD}).$$

Математическое ожидание (ожидаемое среднее значение) высоты выступления зерен относительно уровня связки $h_{mean} = E_{GD} = \int_0^{\infty} y f_{GD}(y) dy$:

$$h_{mean} = E_{GD}(\mu_{GD}, k_v) = \mu_{GD} \frac{1}{2} \left[(1 + k_v^2) \operatorname{erf} \left(\frac{1}{\sqrt{2} k_v} \right) + \frac{k_v}{\sqrt{2} \pi} \exp \left(-\frac{1}{2 k_v^2} \right) \right], \quad (12.22)$$

где $\mu_{GD} = a_0 k_m k_h$; k_v – коэффициент вариации.

Для упрощения практических расчетов выражение для математического ожидания можно представить в виде $h_{mean} = E_{GD}(\mu_{GD}, k_v) = \mu_{GD} \Phi_{EGD}(k_v)$, где $\Phi_{EGD}(k_v)$ – аппроксимирующая функция, обеспечивающая относительную ошибку $\delta < 0,1\%$ для $k_v = 0,1 \dots 0,8$:

$$\Phi_{EGD}(k_v) = \left(0,365 + 0,407 k_v + \frac{0,0277}{k_v + 0,178} \right). \quad (12.23)$$

Имея выражение для математического ожидания высоты выступления зерен над уровнем связки, можно определить относительные количества (коэффициенты) зерен, расположенных ниже k_c ($0 < y < h_{mean}$) или выше k_z ($h_{mean} < y < \infty$) уровня связки h_{mean} . Между собой эти коэффициенты связаны зависимостью $k_c + k_z = 1$. Аналитически коэффициент k_c определяется подстановкой в функцию вероятности (12.19) распределения вершин зерен над уровнем связки $F_{GD}(y, \mu_{GD}, \sigma_{GD})$ параметров μ_{GD}, σ_{GD} (12.20) и значения аргумента $y = h_{mean}$ (12.22). Для более компактного вида полученное выражение $k_c = f(k_v)$ аппроксимировано с относительной ошибкой $\delta < 0,1\%$ для $k_v = 0,1 \dots 0,8$. Окончательно зависимости для относительного количества вершин зерен, расположенных ниже k_c и выше k_z математического ожидания высоты выступления зерен h_{mean} , имеют следующий вид:

$$k_c(k_v) \cong \frac{0,621 + (2,2829k_v - 1,543)k_v}{1,259 + (4,7474k_v - 3,359)k_v}; \quad k_z(k_v) = 1 - k_c(k_v). \quad (12.24)$$

Результаты расчетов (рис. 12.9) показывают незначительное изменение коэффициентов относительного количества зерен относительно значения 0,5, что позволяет для предварительных расчетов принимать $k_c \approx k_z \approx 0,5$. Тогда, среднее количество зерен на единице площади рабочей поверхности, соответствующее средней высоте их выступания над уровнем условной поверхности связки с учетом (12.17), будет иметь следующий вид:

$$Z_{S\text{mean}} = Z_S k_z \approx 0,5 Z_S \approx \frac{3}{\pi} (A/d_{\text{mean}})^2 K_V k_h = \frac{3}{\pi} (A/a_0 k_m)^2 K_V k_h. \quad (12.25)$$

Типовой график плотности (12.21) и функции (12.19) распределения вершин зерен относительно уровня связки в относительных координатах (y/a_0) представлен на рис. 12.10. Параметры и характеристики распределения определялись для условий предыдущих примеров (для единичного характеристического размера $a_0=1$: $\mu_{GD}=0,41a_0$; $\sigma_{GD}=0,11a_0$; $h_{\text{max}}=0,72a_0$; $h_{\text{mean}}=0,22a_0$; $F_{GD}(h_{\text{mean}})=0,53$ ($k_m=0,82$; $k_v=0,27$; $k_h=0,5$); $Z_{S\text{mean}}=8,88$ шт/мм² ($a_0=200$ мкм).

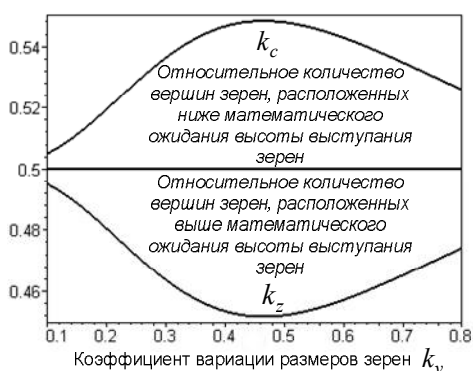


Рисунок 12.9 – Значения коэффициентов относительного количества вершин зерен

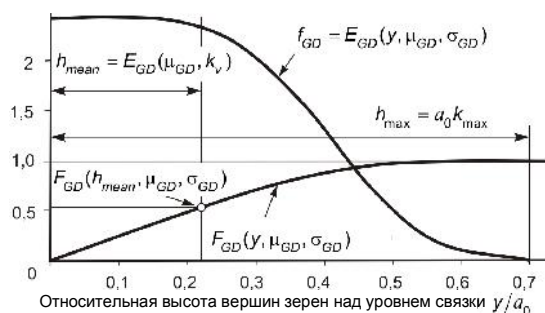


Рисунок 12.10 – Схема распределения вершин зерен над уровнем связки

Вопросы трансформации статистических характеристик рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов при износе зерен рассмотрены в [5].

12.4.5. Количество зерен на единице длины рабочей поверхности

Выполним сечение рабочей поверхности плоскостью, перпендикулярной условной поверхности связки. Количество зерен, попавших в сечение, будет в A/d_{mean} раз меньше Z_S . Тогда имеем количество зерен на единице длины рабочей поверхности по уровню связки:

$$Z_L = \frac{6}{\pi} \frac{A}{d_{\text{mean}}} K_V k_h = \frac{6}{\pi} \frac{A}{a_0 k_m} K_V k_h. \quad (12.26)$$

Среднее количество зерен на единице длины рабочей поверхности, соответствующее средней высоте их выступания над уровнем условной поверхности связки, получим аналогично (12.25):

$$Z_{Lmean} = Z_L k_z \approx 0,5 Z_L \approx \frac{3}{\pi} \frac{A}{d_{mean}} K_V k_h = \frac{3}{\pi} \frac{A}{a_0 k_m} K_V k_h. \quad (12.27)$$

Среднее расстояние (шаг) между зернами по уровню их средней высоты производится делением длины абразивного пространства A на Z_{Lmean} :

$$l_{Zmean} = \frac{A}{Z_{Lmean}} = \frac{\pi}{3} \frac{d_{mean}}{K_V k_h} = \frac{\pi}{3} \frac{a_0 k_m}{K_V k_h}. \quad (12.28)$$

Пример: $Z_{Lmean} = 1,46$ шт/мм; $l_{Zmean} = 0,687$ мм ($A = 1000$ мкм; $d_{mean} = 164$ мкм; $K_V = 0,5$; $k_m = 0,82$; $k_h = 0,5$).

12.5. Закономерности процесса резания единичным зерном

Снятие стружки в процессе шлифования происходит при одновременном врезании в шлифуемую заготовку нескольких зерен, находящихся в данный момент в зоне контакта.

В связи с тем, что зерна в круге расположены на разной высоте, вначале в обрабатываемый материал врезаются кромки наиболее выступающих зерен, затем – лежащие глубже. При врезании в материал кромка зерна вначале его упруго деформирует и только после этого может происходить отделение стружки. При этом очень многие зерна при скольжении по поверхности резания уплотняют ее. Возможны ситуации, когда стружку снимают одновременно несколько режущих элементов одного зерна. Вследствие этого получаемые в процессе шлифования стружки деформированы в различной степени. Дополнительно к этому играет существенную роль температура в зоне обработки.

В тех случаях, когда зерна имеют острые кромки, небольшие радиусы округлений и оптимальные углы, наблюдается микрорезание металла. Если зерна имеют тупые кромки, большие радиусы округления и неблагоприятно ориентированы относительно поверхности резания, то происходит ее скобление, причем образование стружки сопровождается в этих случаях существенным повышением температуры и формируемая стружка частично или полностью сгорает.

Самыми нагруженными являются зерна, наиболее выступающие над уровнем связки (режущие и давящие), а прочие определенное время не работают (находятся в резерве). Износ наиболее выступающих зерен или их разрушение (полное или частичное) вводят эти зерна в работу. Для определенных условий шлифования примерно 78% абразивных зерен являются нережущими, 12% – давящими и только 10% – режущими [14].

12.5.1. Дуга контакта шлифующего зерна с заготовкой

Условия резания единичным зерном определяются в первую очередь дугой его контакта с заготовкой в процессе обработки. Ее определение в общем виде для основных схем шлифования – достаточно сложная задача.

Е.Н. Масловым [14] представлен подход, позволяющий решить вопросы кинематики процесса шлифования за счет некоторых допущений. Определение дуги контакта L_m произ-

водится в статической системе координат, а учет кинематических особенностей сложного относительного движения отдельных видов шлифования производится введением параметра M :

$$M(V_k, V_3, V_u) = \sqrt{\left(1 \pm \frac{V_3}{60 V_k}\right)^2 + \left(\frac{V_u}{60 V_k}\right)^2}, \quad (12.29)$$

где знак «+» берется при встречном шлифовании (векторы скоростей шлифовального круга V_k и заготовки V_3 в точке их контакта направлены в противоположных направлениях); знак «-» – при попутном; V_u – скорость подачи вдоль оси вращения шлифовального круга (в отдельных случаях $V_u = 0$, например, при врезном шлифовании).

Для обычно применяемых значений скоростей $M \approx 1$ и может в практических расчетах не учитываться.

Обобщенная схема определения дуги контакта для основных видов шлифования представлена на рис. 12.11. Шлифовальный круг удаляет с заготовки слой материала глубиной $t = t_\phi$. Отдельное абразивное зерно вступает в работу в точке D и выходит из контактной зоны в точке B . Центральный угол θ_m , соответствующий началу и концу рабочего цикла абразивного зерна, называется максимальным углом контакта. Дуги контакта $L_m = \cup DB$ соответствуют следующим видам шлифования: DB_n – круглое наружное; $DB_{пл}$ – плоское периферией круга; $DB_{вн}$ – внутреннее ($L_n < L_{пл} < L_{вн}$ для $t = \text{const}$).

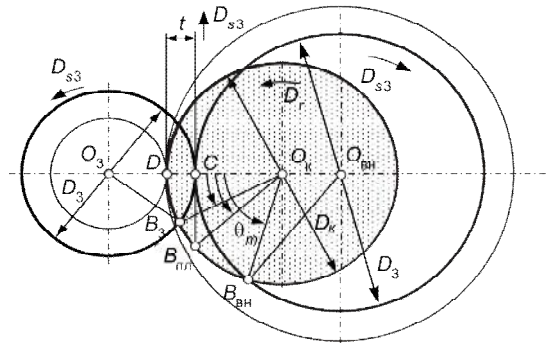


Рисунок 12.11 – Схема определения длины дуги контакта круга с заготовкой при наружном, внутреннем и плоском шлифовании

В результате допущений, основанных на том, что для $t \leq D_k$ ($\theta_m \rightarrow 0$; $\sin \theta_m \approx \theta_m$) и отбрасывания малозначущих членов в уравнениях, получены зависимости для максимальных длин дуг контакта [14]:

- круглое наружное и внутреннее шлифование периферией круга

$$L_{n(вн)} = M(V_k, V_3, V_u) \sqrt{\frac{D_3 D_k t}{D_3 \pm D_k}}, \quad (12.30)$$

где знак «+» берется при наружном шлифовании; «-» при внутреннем; $V_u = V_{пр}$ при многопроходном шлифовании и $V_u = 0$ при врезном;

- плоское шлифование периферией круга:

$$L_{пл} = M(V_k, V_3 = V_{пр}, V_u = 0) \sqrt{D_k t}. \quad (12.31)$$

Анализ представленных зависимостей показывает, что максимальная длина дуги контакта при плоском шлифовании (12.31) соответствует общему случаю (12.30) для бесконечно большого радиуса кривизны заготовки $L_{пл} = \lim_{R_3 \rightarrow \infty} L_{н(вн)}$.

Для случая плоского шлифования торцом круга максимальная дуга контакта определяется аналогично торцовому фрезерованию. При симметричном расположении круга относительно ширины заготовки B_3 :

$$L_{плт} = M(V_k, V_3 = V_{пр}, V_u = 0) (D_k / 2) \arcsin(B_3 / D_k). \quad (12.32)$$

Для этого вида обработки длины дуги контакта существенно больше, чем для других, ранее рассмотренных: $L_{плт} \geq L_{вн} > L_{пл} > L_n$ ($t = \text{const}$).

Зная максимальную длину дуги контакта L_m , можно определить максимально возможное время контакта τ_m отдельного абразивного зерна:

$$\tau_m = M(V_k, V_3, V_u) L_m / V_k. \quad (12.33)$$

12.5.2. Мгновенные параметры срезаемого слоя при шлифовании

Производительность процесса шлифования Q_V , мм³/мин, определяется объемом материала, удаленного с поверхности заготовки в единицу времени. Для большинства схем шлифования:

$$Q_V = 1000 V_3 t S_B B_k, \quad (12.34)$$

где V_3 – скорость заготовки (продольная подача), м/мин; t – глубина резания, мм; S_B – поперечная подача в долях ширины круга; B_k – ширина шлифовального круга.

Длина пути $L_{ш}$, мм, пройденного рабочей поверхностью шлифовального круга V_k , м/с, при его контакте с обрабатываемой заготовкой за 1 мин:

$$L_{ш} = 1000 60 V_k. \quad (12.35)$$

Вращение заготовки не учитываем, т.к. $V_3 / (60 V_k) \approx 0,01$.

Площадь $f_{ш}$, мм², среднего мгновенного сечения слоя, снятого всеми абразивными зернами, будет равна отношению объема снятого материала за 1 мин к длине пути $L_{ш}$:

$$f_{ш} = Q_V / L_{ш} = (V_3 / 60 V_k) t S_B B_k. \quad (12.36)$$

Рассматривая полученную зависимость, можно утверждать, что с увеличением отношения V_3 / V_k возрастает $f_{ш}$, а, следовательно, и нагрузка на абразивные зерна; круг будет изнашиваться быстрее, шероховатость поверхности увеличиваться. *Отсюда следует, что для снижения нагрузки на рабочую поверхность круга следует работать с возможно большей скоростью V_k , меньшей V_3 и малыми значениями t и S_B .* Снижению шероховатости обработанной поверхности способствует также использование мелкозернистых кругов.

Зная площадь $f_{\text{ш}} = a_{\text{ш}} b_{\text{ш}}$, можно вычислить среднюю мгновенную толщину слоя $a_{\text{ш}}$, мм, снимаемого всеми абразивными зернами, разделив $f_{\text{ш}}$ на ширину слоя $b_{\text{ш}} = B_{\text{к}}$ (ширину рабочей поверхности круга):

$$a_{\text{ш}} = (V_3 / 60 V_{\text{к}}) t S_B . \quad (12.37)$$

Отношение $V_3 / (60 V_{\text{к}})$ и коэффициент S_B определяют характер распределения удаляемого материала с поверхности заготовки по длине и ширине шлифовального круга. При врезном шлифовании ($S_B = 1$) все зерна по ширине рабочей поверхности работают приблизительно в одинаковых условиях (без учета краевых эффектов). При многопроходном шлифовании ($S_B < 1$) только часть ширины круга ($S_B B_{\text{к}}$) работает с полной нагрузкой (по аналогии с лезвийным инструментом – заборная часть), а остальная часть выполняет функции калибрующей (дошлифовывающей).

12.5.3. Параметры слоя, срезаемого одним абразивным зерном

Определим средний объем, срезаемый одним абразивным зерном, находящимся на рабочей поверхности шлифовального круга:

$$v_{z\text{mean}} = Q_V / Z_{\text{mean}} , \quad (12.38)$$

где Q_V – производительность процесса шлифования, мм³/мин (12.34); Z_{mean} – среднее количество зерен, находящихся на поверхности шлифовального круга $F_{\text{ш}}$, мм², при его контакте с обрабатываемой заготовкой за 1 мин.

Площадь поверхности $F_{\text{ш}}$, мм², равна произведению длины пути $L_{\text{ш}}$, мм, пройденного рабочей поверхностью шлифовального круга $V_{\text{к}}$, м/с при его контакте с обрабатываемой заготовкой за 1 мин (12.35), на ширину круга $B_{\text{к}}$, мм:

$$F_{\text{ш}} = L_{\text{ш}} B_{\text{к}} = 1000 \cdot 60 V_{\text{к}} B_{\text{к}} . \quad (12.39)$$

Среднее количество зерен на 1 мм² рабочей поверхности, соответствующее средней высоте их выступания над уровнем условной поверхности связки $Z_{S\text{mean}}$, определяется зависимостью (12.25). Тогда средний объем, срезаемый одним абразивным зерном, находящимся на рабочей поверхности шлифовального круга $v_{z\text{mean}}$, мм³:

$$v_{z\text{mean}} = \frac{Q_V}{F_{\text{ш}} Z_{S\text{mean}}} = \frac{a_{\text{ш}}}{Z_{S\text{mean}}} = \frac{V_3}{60 V_{\text{к}}} t S_B \frac{1}{10^6} \frac{d_{\text{mean}}^2}{K_V k_h} , \quad (12.40)$$

Полученное выражение позволяет оценить пути снижения нагрузки на единичное зерно. Наибольшее влияние оказывает квадрат его размера. При увеличении концентрации зерен в объеме абразивного слоя K_V нагрузка уменьшается. Такой же характер имеет влияние коэффициента k_h , определяющего количество зерен на рабочей поверхности круга. Чем больше зерен на поверхности инструмента, тем меньше нагрузка на каждое из них.

В реальности процесс взаимодействия инструмента с обрабатываемой заготовкой на всех этапах микрорезания и формирования микрогеометрии обработанной поверхности носит стохастический характер и рассматривается на базе теоретико-вероятностного подхода в работах [8, 9, 15, 16 и др.].

12.6. Закономерности съема материала при абразивной обработке

Для анализа процессов съема материала при абразивной обработке необходимо иметь критерий, с помощью которого можно было бы проследить закономерности отображения поверхностей резания в материале заготовки. Для выбора такого критерия рассмотрим в переходной области материал–среда произвольную точку M , рис. 12.12. Состояние в точке характеризуется двумя событиями: материал

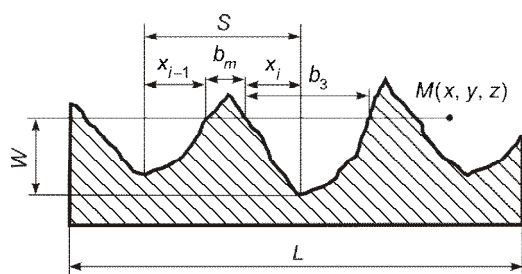


Рисунок 12.12 – Схема к расчету вероятности удаления материала

в точке может быть либо удален, либо не удален. Каждое событие имеет свою вероятность. Сумма вероятностей равна единице, а их значения в общем случае могут зависеть от положения точки в переходной области. Назовем вероятность первого события вероятностью удаления материала $P(M)$, второго – вероятностью неудаления материала $P(\bar{M})$.

Если профиль обработанной поверхности стационарен, то вероятность неудаления материала на уровне W (см. рис. 12.12) определяется по пределу отношений суммы длин отрезков b_{mi} , заполненных материалом, к длине сечения L , стремящейся к бесконечности

$$P(\bar{M}) = \lim_{L \rightarrow \infty} \frac{\sum_i b_{mi}}{L}. \quad (12.41)$$

Поскольку сумма выступов, заполненных материалом при $L \rightarrow \infty$, стремится к $L\lambda M[b_m]$, (12.41) может быть записано в виде:

$$P(\bar{M}) = \lambda M[b_m], \quad (12.42)$$

где λ – математическое ожидание числа выступов на единице длины сечения; $M[b_m]$ – математическое ожидание ширины выступа шероховатости поверхности на заданном уровне W .

Рассмотрим связь вероятности неудаления материала с параметрами поверхностей резания, которые образуются при относительном перемещении заготовки и режущих кромок инструмента. Для расчета $P(\bar{M})$ по зависимости (12.42) необходимо определить λ и $M[b_m]$. Для шлифования математическое ожидание числа выступов шероховатости с учетом выступов с размерами $b_m = 0$ равно среднему числу зерен, которые проходят через единицу сечения.

Ширину единичного выступа вычислим с учетом равенства $x_{i-1} + x_i = b_3$:

$$b_m = \begin{cases} s - b_3 & \text{при } b_3 < s; \\ 0 & \text{при } b_3 \geq s, \end{cases} \quad (12.43)$$

где s – расстояние между двумя соседними впадинами поверхностей резания; b_3 – размер поверхности резания (профиля абразивного зерна) на рассматриваемом уровне.

В уравнении (12.43) параметры s и b_3 являются случайными величинами. Из теории вероятностей известно, что если случайная величина Y является функцией $\varphi(x)$ случайной величины X , то математическое ожидание Y вычисляется по зависимости:

$$M[Y] = \int_{-\infty}^{\infty} \varphi(x) f(x) dx, \quad (12.44)$$

где $f(x)$ – плотность вероятности распределения случайной величины X .

Для основных процессов абразивной обработки расстояние между траекториями движения вершин абразивных зерен можно принять распределенным по показательному закону $f(s) = \lambda e^{-\lambda s}$ [15].

При этом зависимость для расчета $M[b_m]$ примет следующий вид:

$$M[b_m] = \int_{b_3}^{\infty} \int_0^{\infty} (s - b_3) f(b_3) \lambda e^{-\lambda s} db_3 ds = \int_{M[b_3]}^{\infty} (s - M[b_3]) \lambda e^{-\lambda s} ds = \frac{1}{\lambda} e^{-\lambda M[b_3]}, \quad (12.45)$$

где $f(b_3)$ и $M[b_3]$ – плотность вероятностей распределения и математическое ожидание размеров поверхностей резания на рассматриваемом уровне. Второе условие системы (12.43) учтено в пределах интегрирования.

Соответственно зависимость для расчета вероятности неудаления материала после подстановки $M[b_m]$ в уравнение (12.42) будет иметь вид:

$$P(\bar{M}) = e^{-\lambda M[b_3]} = e^{-a}; \quad a = \lambda M[b_3]. \quad (12.46)$$

Таким образом, для вычисления вероятностей удаления и неудаления материала в любой области зоны контакта заготовки с инструментом достаточно определить математические ожидания числа зерен, проходящих через сечение, и ширины профиля поверхности резания (профиля абразивного зерна).

Абразивное зерно работает своими микровыступами (вершинами), размер которых значительно меньше размеров самих зерен. Предполагают, что вершина зерна, которая выступает над уровнем связки, имеет форму конуса, конуса с округленной вершиной, конуса с усеченной вершиной, параболоида вращения [8, 12, 14]. Л.В. Худобин показал, что модель профиля в виде параболы наиболее адекватна:

$$M[b_3] = b_3 = C_b h^m, \quad (12.47)$$

где C_b и m – параметры формы вершины зерна; h – расстояние от вершины зерна до рассматриваемого уровня. При $C_b = 2\sqrt{2\rho_3}$, $m = 0,5$. Тогда

$$b_3 = 2\sqrt{2\rho_3 h}, \quad (12.48)$$

где ρ_3 – радиус округления при вершине зерна.

Распределение зерен по глубине рабочего слоя инструмента моделируется нормальным законом, гамма, бета и др. распределениями [5, 35, 37]. Для упрощения расчетов и представления результатов целесообразно выполнять аппроксимацию плотности вероятности рассмотренных законов:

$$f_{\xi_u}(u) = C_f u^{\chi-1} = \frac{\chi}{H_u^\chi} u^{\chi-1}, \quad (12.49)$$

где C_f – коэффициент, вычисляемый из условия равенства единице площади, ограниченной кривой распределения; H_u – глубина слоя рабочей поверхности инструмента, в пределах которой определяется число абразивных зерен n_3 .

При сложном процессе формообразования расчет вероятностей основан на изучении каждого из процессов с последующим их совмещением. Например, для двух независимых процессов $P(\bar{M}_1)$, $P(\bar{M}_2)$ вероятность неудаления материала вычисляется по теореме умножения вероятностей:

$$P(\bar{M}) = P(\bar{M}_1 + \bar{M}_2) = P(\bar{M}_1)P(\bar{M}_2). \quad (12.50)$$

При работе абразивными инструментами формирование новой поверхности производится за несколько контактов с инструментом. В этом случае, в соответствии с теоремой умножения вероятностей, показатель a определится суммой соответствующих показателей отдельных контактов, а уравнение (12.46) принимает вид:

$$P(\bar{M}) = \exp[-a_0 - a_1 - a_2 - \dots - a_{j-1} - a_j(y)], \quad (12.51)$$

где a_0 – определяет состояние поверхности заготовки, имеющей микрорельеф нерегулярного характера; $a_j(y)$ – показатель, определяющий изменение вероятности неудаления материала на уровне y при прохождении поверхности зоны контакта при j -м контакте.

Рассмотрим изменение вероятности удаления материала на фиксированном уровне y при одном контакте заготовки с инструментом. Съем материала при шлифовании производится дискретными порциями, но число единичных режущих кромок достаточно велико (от нескольких сотен до нескольких тысяч на единицу длины сечения). Это позволяет при расчете перейти от дискретной модели к непрерывной.

Для фиксированного положения сечения в зоне контакта, рис. 12.13, материал заготовки будет удаляться только теми зернами, расстояние до вершин которых от условной наружной поверхности инструмента меньше $t(z) - y$. Выделим из них зерна с координатой u , $t(z) - y \geq u \geq 0$, где u – расстояние от условной наружной поверхности до уровня в рабочем слое инструмента по направлению радиус-вектора. При прохождении через сечение их профиль пересекается уровнем y на расстоянии $h = t(z) - y - u$ от вершины.

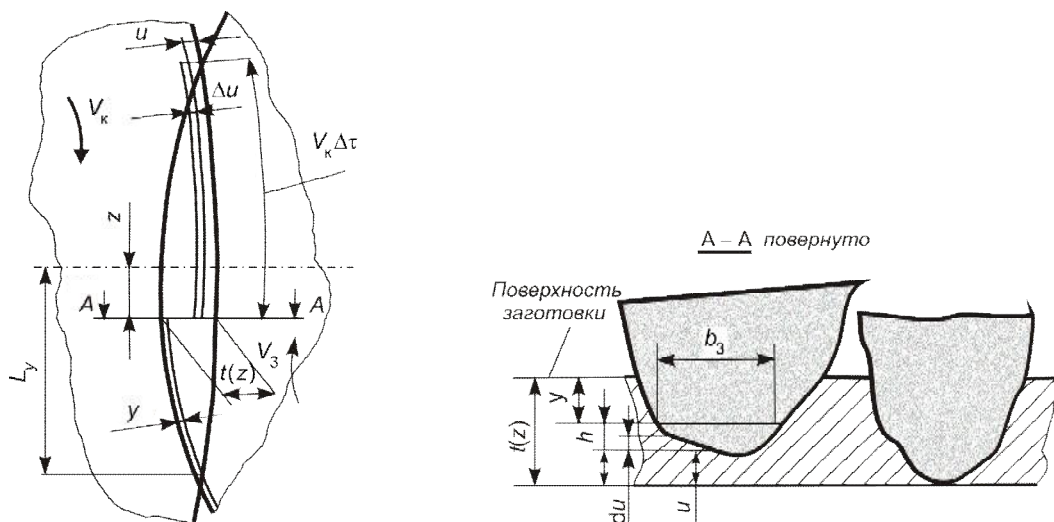


Рисунок 12.13 – Схема процесса круглого наружного шлифования для расчета вероятности съема материала в зоне контакта заготовки с инструментом

Ширина контура вершины, соответствующая данному уровню, при моделировании степенной зависимостью (12.47) вычисляется при $t = t_\phi$ (см. рис. 2.11) по уравнению:

$$b_3 = C_b h^m = C_b \left[t_\phi(z) - y - u \right]^m = C_b \left(t_\phi - y - u - \frac{z^2}{D_3} \right)^m, \quad (12.52)$$

где

$$D_3 = D_k d_3 / (D_k + d_3); \quad t_\phi(z) = t_\phi - \frac{z^2}{D_3}. \quad (12.53)$$

За время $\Delta\tau$ сечение поворачивается на угол $\Delta\phi$ и через него проходит участок с длиной дуги $(V_k \pm V_3)\Delta\tau$ (рис. 12.13). Из общего числа зерен, прошедших через сечение, ширину профиля b_3 будут иметь зерна, вершины которых расположены в слое круга $1 \times \Delta u (V_k \pm V_3)\Delta\tau$. Число таких вершин вычисляется по плотности их распределения по глубине инструмента $f_{\xi u}(u)$, т.е. $\Delta\lambda = n_3 f_{\xi u}(u) \Delta u (V_k \pm V_3) \Delta\tau$.

Изменение параметра $a(y, \tau)$ определяется приращением суммы поперечных размеров профилей абразивных зерен:

$$\Delta a(y, \tau) = K_c n_3 b_3 f_{\xi u}(u) \Delta u (V_k \pm V_3) \Delta\tau, \quad (12.54)$$

где K_c – коэффициент стружкообразования, который учитывает, что не весь материал удаляется из объема риски, а часть его вытесняется и образует по краям риски навалы.

Перейдем от дискретной модели к непрерывной и проведем в (12.54) замену переменной τ на z / V_3 . Получим интегральное уравнение для расчета параметра $a(y, z)$ в зоне контакта:

$$a(y, z) = \int_{-L_y}^z \int_0^{t_\phi(z)-y} K_c n_3 b_3 f_{\xi u}(u) \frac{V_k \pm V_3}{V_3} du dz, \quad (12.55)$$

где L_y – расстояние от основной плоскости до пересечения уровня с условной наружной поверхностью инструмента (рис. 12.13), которое определяется заменой в уравнении (12.30) t на $t_\phi - y$.

Принятые ранее модели вершин зерен и плотностей их распределения по глубине позволяют перейти к установлению функциональных связей вероятности неудаления материала от технологических факторов. При подстановке в (12.55) полученных выражений b_3 и $f_{\xi u}(u)$ из (12.47), (12.49) оно принимает следующий вид:

$$a(y, z) = \frac{K_c C_b (V_k \pm V_3) n_3 \chi}{V_3 H_u^\chi} \int_{-L_y}^z \int_0^{t_\phi(z)-y} \left(t_\phi - y - u - \frac{z^2}{D_3} \right)^m u^{\chi-1} du dz.$$

После интегрирования уравнения по u получим:

$$a(y, z) = \frac{\Gamma(m+1)\Gamma(\chi)\chi K_c C_b (V_k \pm V_3) n_3}{\Gamma(m+\chi+1)V_3 H_u^\chi} \int_{-L_y}^z \left(t_\phi - y - \frac{z^2}{D_3} \right)^{m+\chi} dz, \quad (12.56)$$

где $\Gamma(m+1)$, $\Gamma(\chi)$, $\Gamma(m+\chi+1)$ – соответствующие гамма-функции.

Дальнейшее интегрирование уравнения (12.56) возможно только при известных значениях параметров, например, при $\chi = 1,5$, $m = 0,5$ и $C_b = 2\sqrt{2\rho_3}$:

$$a(y, z) = \frac{3\pi K_c \sqrt{2\rho_3} (V_k \pm V_3) n_3 (t_\phi - y)^2}{8V_3 H_u^{3/2}} \left(z - \frac{2z^3}{3L_y^2} + \frac{z^5}{5L_y^4} + \frac{8}{15}L_y \right). \quad (12.57)$$

После прохождения сечением зоны контакта показатель a_j вычисляется при верхнем пределе интегрирования $z = L_y$:

$$a_j = \frac{\sqrt{\pi D_3} \Gamma(m+1)\Gamma(\chi)\chi K_c C_b (V_k \pm V_3) n_3}{\Gamma(m+\chi+3/2)V_3 H_u^\chi} (t_\phi - y)^{m+\chi+1/2}. \quad (12.58)$$

При частных значениях коэффициентов зависимость (12.58) принимает вид:

$$a_j = \frac{2\pi K_c \sqrt{2\rho_3 D_3} (V_k \pm V_3) n_3}{5V_3 H_u^{3/2}} (t_\phi - y)^{5/2}. \quad (12.59)$$

Расчет вероятности неудаления материала в произвольной области зоны контакта при известном исходном состоянии поверхности рассчитывается при подстановке a_j из уравнения (12.57) в (12.51). Для наглядности процедуры расчета приведем численный пример.

Пример. Рассчитать вероятность неудаления и удаления материала при шлифовании заготовок из закаленной стали диаметром 48 мм кругами 1-300×20×127 24А 25-Н СМ2 Б при скорости круга 35 м/с, скорости детали 0,25 м/с, продольной подаче 33 мм/с, поперечной подаче 0,008 мм/ход. Из расчета баланса перемещений определяем, что для заданных условий обработки $t_{\phi}=0,01087$ мм. На основании данных исследований [15] принимаем: $K_c=0,9$; $\rho_3=0,021$ мм; $n_3=5,2$ шт/мм². Для рассмотренных условий $L_y=0,53 \cdot 10^{-3}$ м. Расчет выполним по уравнению (12.57) для уровня $y=0,004$ мм при $z=-0,1$ мм:

$$a(z) = \frac{3\pi \sqrt{2 \cdot 21 \cdot 10^{-6}} \cdot 0,9 \cdot 5,2 \cdot 10^6 \cdot 35,25 \cdot (10,87 \cdot 10^{-6} - 4 \cdot 10^{-6})^2}{8 \cdot 0,25 (10,87 \cdot 10^{-6})^{3/2}} \times$$

$$\times \left[-0,1 \cdot 10^{-3} - \frac{2(-0,1 \cdot 10^{-3})^3}{3(0,53 \cdot 10^{-3})^2} + \frac{(-0,1 \cdot 10^{-3})^5}{5(0,53 \cdot 10^{-3})^4} + \frac{8}{15} 0,53 \cdot 10^{-3} \right] = 1,23.$$

Показатель a_0 определен по профилограмме исходной шероховатости поверхности. Для уровня 0,004 мм он равен 0,546. Вероятность неудаления материала вычислим по уравнению (12.51) $P(\bar{M}) = e^{-0,546-1,23} = 0,17$. Вероятность удаления материала соответственно определится $P(M) = 1 - P(\bar{M}) = 1 - 0,17 = 0,83$.

Для других уровней y рассматриваемого примера расчетные данные по вероятности удаления материала (образцы из стали 9Х2) приведены на рис. 12.14.

Линия AB характеризует соотношение удаленной и неудаленной части материала вследствие наличия на поверхности исходной шероховатости. Линия CD соответствует вероятности удаления материала после прохождения поверхности зоны контакта. Линии, параллельные плоскости $P(M)$, Z , отражают изменение вероятности в пределах зоны контакта на фиксированных уровнях.

Данные рис. 12.14 позволяют также проследить за съемом припуска в пределах зоны контакта заготовки с кругом. Изменение радиус-вектора поверхности определяется линией BC . При выходе из зоны радиальный съем материала составляет 3 мкм, что достаточно хорошо соответствует экспериментальным данным.

Рассмотренные зависимости позволяют не только проследить закономерности съема материала в зоне контакта, но и рассчитать радиальный съем материала для любого радиус-вектора поверхности заготовки [15].

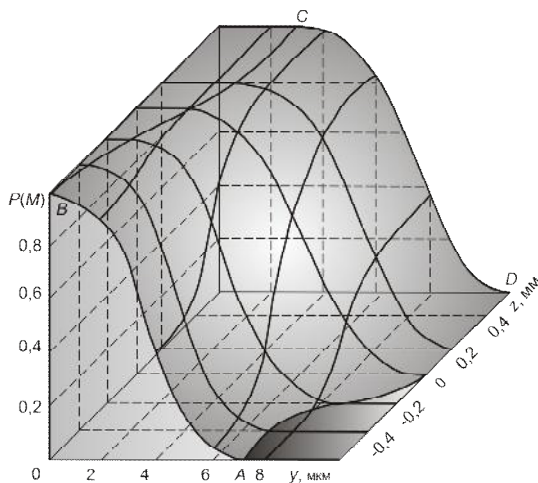


Рисунок 12.14 – Изменение вероятности съема материала в зоне контакта при шлифовании

12.7. Силы резания и мощность при шлифовании

Рассмотрим суммарную результирующую силу резания R , которая раскладывается на три составляющие: тангенциальную P_z (по касательной к траектории движения резания инструмента); нормальную (P_y по нормали к поверхности инструмента и обработанной поверхности) и силу сопротивления подачи P_x . Составляющая силы резания P_z определяет требуемую мощность электродвигателя станка, P_y – упругие деформации заготовки и круга, влияющие на точность обработки, P_x – усилие, необходимое для продольной подачи круга или заготовки.

Обычно соотношения между этими составляющими таковы: $P_y = (1,5 \dots 3) P_z$; $P_x = (0,1 \dots 0,2) P_z$. Отношение P_z / P_y называется коэффициентом абразивного резания k_a . Для абразивной обработки характерно значение $k_a < 1$ (при резании лезвийным инструментом $P_z / P_y > 1$).

Установлено, что P_z увеличивается при повышении производительности обработки $Q_V \sim (V_3 St)$ и снижается с ростом скорости шлифования V_k , т.е. определяющим фактором является среднее мгновенное сечение срезаемого слоя $f_{ш}$ (12.36).

С уменьшением зернистости круга (среднего размера зерен d_{mean}) сила резания, приходящаяся на единичное зерно, уменьшается, но вместе с тем суммарная сила резания увеличивается, так как уменьшаются сечения срезаемого слоя отдельными зернами, что приводит к росту энергоемкости процесса отделения обрабатываемого материала. На величину составляющих сил резания оказывают также влияние свойства обрабатываемого материала, режущие свойства рабочей поверхности, СОТС и др.

Чем острее абразивные зерна, тем меньше площадь их контакта с обрабатываемой поверхностью, тем легче происходит микрорезание при меньших силах резания. Например, при шлифовании твердых сплавов алмазными кругами силы резания в 3...5 раз меньше, чем при работе кругами из карбида кремния зеленого [35].

При работе с охлаждением сила резания меньше, чем при работе всухую. При шлифовании с маслом силы резания в 2 раза меньше, чем при применении водных растворов [40].

Мощность, кВт, необходимая для вращения круга N_k и заготовки N_3 , определяется зависимостями:

$$N_k = P_z V_k / (1000 \eta_1); \quad N_3 = P_z V_3 / (60 \cdot 1000 \eta_2), \quad (12.60)$$

где η_1, η_2 – КПД приводов шлифовального круга и заготовки. Эмпирические степенные зависимости для расчета мощности приведены в [1, 30, 32 и др.].

12.8. Тепловые явления при абразивной обработке и пути их регулирования

Среди методов абразивной обработки шлифование характеризуется наибольшей интенсивностью выделения тепла, что связано с высокими скоростями резания и производительностью процесса.

12.8.1. Особенности тепловых явлений при шлифовании

Процесс шлифования характеризуется высокими температурами в зоне резания, которые могут служить причиной появления структурно измененных слоев шлифованной детали и больших остаточных напряжений. Образующаяся теплота воздействует также на абразивный круг, что приводит к увеличению его износа и снижению режущей способности.

Как и при обычном резании, при шлифовании почти вся механическая работа микро-резания преобразуется в тепловую энергию и только лишь незначительная часть (менее 1%) переходит в скрытую энергию изменений кристаллической решетки обрабатываемого материала.

Вся тепловая энергия Q распределяется между заготовкой Q_z , кругом Q_k , стружкой Q_c и охлаждающей средой Q_o [40]:

$$Q (100 \%) = Q_z (60 \dots 85 \%) + Q_k (10 \dots 13 \%) + Q_c (< 30 \%) + Q_o. \quad (12.61)$$

При шлифовании различают: мгновенную температуру θ_m , развивающуюся в зоне микрорезания отдельным абразивным зерном; среднюю контактную θ_k , устанавливающуюся в зоне контакта круга с заготовкой; среднюю θ_{cp} , устанавливающуюся на всей обработанной поверхности.

Мгновенную температуру θ_m экспериментально измерить затруднительно, однако ее можно оценить по структурным превращениям в поверхностном слое обработанной детали. При абразивном шлифовании прочных материалов (закаленных сталей и др.) с высокими режимами резания, когда нагрузка на зерна значительна, мгновенная температура может достигать температуры плавления обрабатываемого материала. О высоких мгновенных температурах наглядно свидетельствует поток искр, наблюдаемый даже при наличии обильного охлаждения.

Контактная температура θ_k меньше мгновенной θ_m (особенно при наличии охлаждения) в связи с интенсивной теплоотдачей в заготовку. Интенсивность теплоотдачи усиливается при увеличении размеров шлифуемых заготовок, зоны контакта круга с заготовкой, теплопроводности связки и абразивных зерен, теплоемкости СОТС и др.

Средняя установившаяся температура θ_{cp} поверхности ниже контактной θ_k и влияет в основном на точность линейных размеров и формы детали.

При абразивном шлифовании средняя температура детали изменяется в пределах $\theta_{cp} = 20 \dots 350 \text{ } ^\circ\text{C}$, контактная $\theta_k = 200 \dots 1100 \text{ } ^\circ\text{C}$ и мгновенная θ_m – от $1000 \text{ } ^\circ\text{C}$ до температуры плавления обрабатываемого материала [14].

Аналитическое описание тепловых явлений при шлифовании и зависимости для определения температур представлены в [1, 24, 28].

12.8.2. Основные пути регулирования тепловых процессов

Температура при абразивной обработке снижается при уменьшении мощности теплообразования и повышении интенсивности теплопередачи из зоны резания. Их регулирова-

ние может осуществляться рациональным выбором способа обработки, конструкции и характеристик абразивного инструмента, режимов резания и условий обработки.

Основные пути снижения теплообразования в зоне резания: использование абразивных материалов с высокими режущими свойствами (алмаз или кубонит); использование инструментов с высокопористой структурой; использование инструментов с рационально ориентированными зернами; введение в состав связки или нанесение на рабочую поверхность инструмента твердых смазок для снижения непроизводительного трения; обеспечение условий саморегулирования высоких режущих свойств; обеспечение высокой режущей способности рабочей поверхности инструмента (периодической правкой или непрерывными управляющими воздействиями в процессе работы); рациональное использование эффектов действия СОТС.

Основные пути повышения теплоотдачи из зоны резания: использование материалов с высокой теплопроводностью: абразивных (алмаз или кубонит); конструкционных (металлические связки и корпуса инструментов); использование инструментов с прерывистой рабочей поверхностью; рациональное использование охлаждающего действия СОТС и его подачи в зону резания.

12.9. Особенности процесса алмазного шлифования

Определяющими факторами алмазного шлифования являются воздействие твердого и весьма острого алмазного зерна на обрабатываемый материал и термодинамические условия их взаимодействия [35].

12.9.1. Алмазное шлифование материалов обычной твердости

Как известно, отношение твердости абразивного материала H_a к твердости обрабатываемого H_m имеет важнейшее значение для микрорезания и должно составлять $H_a/H_m > 1,5$. С учетом этого применение кругов из электрокорунда или карбида кремния для обработки незакаленных сталей, цветных сплавов и чугунов вполне оправдано ($H_a/H_m \approx 2$). Однако уже для закаленных и высоколегированных сталей, твердых сплавов, минералокерамики, ситаллов и других высокотвердых материалов твердость этих абразивов оказывается недостаточной. Только для алмаза и кубонита обеспечивается отношение H_a/H_m значительно выше предельного. Необходимое превышение твердости обычных абразивных материалов над твердостью таких материалов достигается при температурах шлифования 700...900°C, которые в ряде случаев являются опасными, так как способствуют возникновению дефектов в поверхностном слое.

Свойство алмаза (или кубонита) быстро отводить температуру от режущих микрокромки зерен сохраняет их высокую режущую способность.

Большие резервы заложены в использовании возможностей СТМ как в самом абразивном инструменте, так и в процессах обработки [7]. Одним из основных резервов является обеспечение оптимальной устойчивости и прочности закрепления зерна СТМ в рабочем слое в зависимости от характеристики инструментов и условий обработки.

Для устранения ударных нагрузок и вибраций применяются прерывистые круги, обеспечивающие практически постоянную площадь контакта рабочей поверхности абразивного инструмента с обрабатываемой заготовкой. Применение таких инструментов позволяет существенно снизить тепловую и динамическую напряженность процесса. Применение многослойных и сборных кругов расширяет технологические возможности инструмента, позволяет совместить процессы предварительного и окончательного шлифования, повысить производительность обработки и износостойкость кругов, снизить шероховатость обработанной поверхности.

Из современных методов шлифования алмазными и кубонитовыми кругами к перспективным относятся: глубинное; прерывистое; врезное; электрохимическое и электроэрозионное; охватывающее; комбинированное, с наложением низко- и высокочастотных колебаний (ультразвуковое); со стабилизацией скорости и силы резания, скоростное и сверхскоростное. Эти методы дают возможность во много раз увеличить производительность и работоспособность кругов из СТМ и полностью исключить применение инструментов из обычных абразивов при шлифовании различных металлов и сплавов.

12.9.2. Особенности алмазного шлифования сверхтвердых материалов

Особым случаем алмазного шлифования является обработка сверхтвердых поликристаллических материалов (СТПМ), где практически отсутствует превышение твердости инструмента над обрабатываемым материалом ($H_a \approx H_m$) [23, 27].

Наиболее принципиальные положения, отличающие процесс алмазного шлифования СТПМ от процессов шлифования материалов обычной твердости, имеют общую физическую основу: специфическую структуру – алмазная кристаллическая решетка – и уникальные физико-механические свойства алмазов и других сверхтвердых материалов, определяющие их взаимодействие с алмазным кругом.

В силу одинаковой кристаллической структуры, равенства твердости, прочности интенсивность обработки СТПМ низка и не сопоставима с интенсивностью алмазного шлифования конструкционных, инструментальных и других материалов обычной твердости. Например, в установившихся периодах шлифования интенсивность съема корундовой керамики составляла 18,3 мм³/с, АСПК – 0,001 мм³/с, Гексанит-Р – 0,88 мм³/с, в то время как расход алмазов был на порядок больше.

Плотная упаковка атомов в кристаллической решетке, прочность межатомных ковалентных связей, высокая степень диспергирования снимаемого материала предопределяют высокую энергоемкость алмазного шлифования СТПМ (табл. 12.3).

Микроразрушение объемов, составляющих припуск под обработку, обуславливается главным образом динамическим высокоскоростным воздействием элементарных выступов алмазных зерен на обрабатываемую поверхность СТПМ.

При соударении алмазных выступов со скоростями $V > 10$ м/с и малом времени соударения (до десятков наносекунд) в зернах алмазов круга и кристаллитах СТПМ возникают ударные волны. Волновые процессы еще более усложняют картину и, как показали моделирующие эксперименты на специальной установке и аналитические расчеты, способствуют появлению критических напряжений в точках, удаленных от поверхности контакта до 300

мкм. Эти напряжения могут порождать дефекты типа трещин, способствовать накоплению дефектов при циклическом и знакопеременном нагружении, тем самым интенсифицировать микроразрушение.

Таблица 12.3 – Исходные характеристики обрабатываемости

Обрабатываемый материал	СПА	СПНБ	Жаропрочная сталь	Корундовая керамика
Производительность Q , мм ³ /с	0,001	0,88	14,11	18,3
Удельный расход алмазов q , мг/мм ³	16–18	1,7–2,0	0,05	0,01
Энергоемкость B , Дж/мм ³	6000–10000	900–1200	150–170	130

Свой вклад в интенсификацию съема обрабатываемого материала могут вносить термоактивируемые процессы – окисление, графитизация, анизотропия тепловой деформации кристаллитов составляющих фаз, изменение теплофизических характеристик СТПМ. Показано [23], что нагрев до 600–800 К в несколько раз снижает исходную теплопроводность, что способствует концентрации тепла в контактирующих поверхностях. Количественные оценки свидетельствуют о неопределяющей роли термоактивируемых процессов в съеме СТПМ.

Таким образом, алмазное шлифование СТПМ представляет собой комплексное воздействие на удаляемые объемы заготовки совокупности факторов – механических, химических, тепловых, способных при определенном сочетании предопределить технологически приемлемую и экономически целесообразную интенсивность разрушения микрообъемов поликристаллов. Особенность данного процесса в отличие от алмазного шлифования материалов обычной твердости (т.е. неалмазных структур) состоит в том, что эти факторы следует рассматривать в качестве разрушающих и для алмазных зерен шлифовального круга, и для шлифуемого алмазного поликристалла.

Предложен новый подход в теории резания, базирующийся на следующем [23]:

- физическом представлении о том, что основной съем шлифуемого СТПМ осуществляется не в результате внедрения в него алмазных зерен и их относительного перемещения, а преимущественно вследствие хрупкого микроразрушения в процессе массового высокоскоростного воздействия субмикроромок алмазных зерен круга и создания в локальных объемах, примыкающих к пятнам упругого контакта, напряжений, превышающих предел прочности, а также вследствие волновых процессов и циклических нагрузок;

- на представлении о специфичности функционирования совокупности элементов «шлифуемый СТПМ–алмазное зерно–связка круга» как единой системы;

- на определении алмазного шлифования как структурно-чувствительного процесса управляемого взаимного микроразрушения обрабатываемого СТПМ и алмазных зерен круга.

Сущность этого физического представления состоит в том, что выступающие элементы субмикрорельефа номинально контактирующей поверхности зерна определяют дискретность действительного контакта и малые размеры его пятен. Это приводит к высокой сосредоточенности прилагаемой нагрузки, формированию напряженного состояния локальных объемов кристаллитов, прилегающих к пятну контакта, отделению в результате разрушения от поликристалла весьма малых объемов с высокой степенью дисперсности.

Субмикрорельеф алмазных зерен играет решающую роль в формировании зон хрупкого микроразрушения, определяющих основной сьем в процессе высокоскоростного контактного взаимодействия равнотвердых материалов, имеющих алмазную структуру (алмазные зерна круга и обрабатываемый СТПМ).

Термоактивируемые процессы играют вспомогательную роль в сьеме обрабатываемого СТПМ. Под влиянием температуры шлифования может происходить окисление, диссоциация кристаллической решетки алмаза и плотных модификаций нитридов бора, трансформация ее в другие типы решеток с меньшей прочностью межатомных связей. Возможно протекание пластической деформации в тончайших слоях, возникновение межкристаллических напряжений из-за анизотропии свойств кристаллитов и многофазности поликристаллов, что в совокупности может лишь способствовать интенсификации сьема. Усиливая или подавляя те или иные термоактивируемые процессы, можно на атомном уровне влиять на качество обработанной поверхности и состояние поверхностного слоя.

Динамика физических явлений, рельефа круга и выходных показателей алмазного шлифования СТПМ существенным образом отличаются от наблюдаемого при обработке материалов обычной твердости. Интенсивность сьема АСПК в 1000 раз ниже, чем керамики, но существенно выше известного по литературным данным. Однако в реальном процессе эти потенциальные возможности реализуются лишь в начальном периоде шлифования.

Табл. 12.4 иллюстрирует существенное отличие начальной интенсивности шлифования и ее изменения для различных марок СТПМ: через 2...3 мин работы она снижается на два порядка при обработке СТПМ на основе алмаза и на порядок – для СТПМ на основе нитридов бора.

Таблица 12.4 – Удельная интенсивность шлифования $Q_{уд}$, мм³/мин Н 10³

Марка СТПМ	Продолжительность шлифования τ , с					
	3	30	60	120	180	300
АСПК	75	46	29	11	4	1
АСБ	125	79	51	21	8	1
Эльбор-Р	912	718	506	453	438	311
Гексанит-Р	1102	620	406	292	210	121
ДАП	193	131	88	41	19	3
Диамет	205	152	111	63	34	2
ДПНБ	1163	789	622	409	307	302

В общем, удельная интенсивность шлифования нитридов бора в начальный период выше на порядок, а через 2–3 мин – на два порядка. Являясь общей, эта закономерность количественно не одинаково проявляется для различных марок СТПМ, нормального давления, площади контакта, скорости шлифования и характеристик алмазных кругов.

Монотонное снижение интенсивности сьема во времени для различных материалов, с учетом уровня установившейся интенсивности, можно аппроксимировать экспоненциальными зависимостями:

$$Q = Q_{\text{уст}} + \Delta Q \exp(-\beta_Q \tau) = Q_{\text{уст}} + (Q_{\text{исх}} - Q_{\text{уст}}) \exp(-\beta_Q \tau), \quad (12.62)$$

где Q , $Q_{\text{исх}}$, $Q_{\text{уст}}$ – текущая, исходная и установившаяся интенсивности шлифования, $\text{мм}^3/\text{с}$; $\Delta Q = Q_{\text{исх}} - Q_{\text{уст}}$ – амплитуда снижения интенсивности, $\text{мм}^3/\text{с}$; β_Q – эмпирический коэффициент, $1/\text{с}$; τ – продолжительность шлифования, с .

Высокоэффективные процессы алмазного шлифования СТПМ необходимо базировать на принципе непрерывного формирования энергетически неустойчивого состояния алмазных зерен и их структуры, поддержания этого неустойчивого состояния с целью предотвращения структурно-топографической приспособляемости рабочей поверхности кругов при обеспечении статистически неизменных оптимальных параметров режущего рельефа в течение всего периода шлифования. *Алмазные зерна круга могут эффективно шлифовать СТПМ только тогда, когда сами будут разрушаться с оптимальной интенсивностью, сохраняя необходимую развитость субмикрорельефа. Стабилизация же выходных показателей процесса достигается тем, что, оказывая специальное дозирующее воздействие на рабочую поверхность круга, обеспечивается соответствие темпа восстановления ее параметров темпу изменения в зоне шлифования в зависимости от требований обработки СТПМ.*

Аномально высокая скорость изменения физических явлений и выходных показателей шлифования СТПМ есть результат специфического проявления структурно-топографической приспособляемости рабочей поверхности круга при высокоскоростном и высоконагруженном контактировании с равнотвердой поверхностью СТПМ. Она состоит в последовательной смене характера и интенсивности износа зерен, формировании устойчивой конфигурации и вторичных структур контактирующих поверхностей зерен, включения в работу все большего их числа, перераспределении и уменьшении удельных нагрузок, трансформации механизма хрупкого микроразрушения в механизмы физико-химические.

Общим условием эффективности алмазного шлифования СТПМ является предотвращение проявления структурно-топографической приспособляемости и сохранение в процессе всего периода обработки такого состояния рабочей поверхности круга, когда совокупность ее режущих алмазных элементов способна передавать прилагаемую нагрузку на весьма малые участки обрабатываемой поверхности.

Методология управления режущими свойствами кругов в процессе шлифования СТПМ, создания новых способов шлифования базируется на выборе оптимальных характеристик инструмента и режимов обработки; формировании и поддержании в течение всего периода шлифования энергетически неустойчивых состояний алмазных зерен путем дозированного избирательного разрушающего воздействия на связку; направленном предотвращении структурной и топографической приспособляемости рабочей поверхности кругов; стабилизации рациональных выходных показателей шлифования.

Связка алмазных кругов является главным объектом дозируемого избирательного разрушающего воздействия, обеспечивающего сохранение заданного профиля рабочей поверхности круга, оптимальной высоты выступания зерен с учетом интенсивности их размерного износа, развитости их субмикрорельефа, стабилизацию физических явлений, протекающих в зоне взаимодействия круга и обрабатываемого СТПМ.

Принудительное удаление связки может осуществляться различными по природе способами – механическим, электрохимическим, электроэрозионным, комбинированным, одна-

ко исследования выявили преимущества электрохимического, которые проявляются в избирательности его воздействия (токопроводная связка), характеризуется широким диапазоном интенсивности, неповреждаемостью алмазных зерен, простотой реализации.

12.10. Изнашивание абразивных инструментов и методы восстановления их режущих свойств

12.10.1. Особенности износа абразивных зерен

В начальный период работы круга на вершинах зерен образуются площадки износа, которые непрерывно увеличиваются. При достаточной прочности зерен и их закреплении в связке площадки износа на зернах могут достигать значительных относительных размеров. Работа трения и пластического деформирования с возрастанием температуры контактирующих поверхностей увеличивается. Одновременно с изнашиванием зерен круга происходит изменение рельефа его рабочей поверхности. В зависимости от условий шлифования (физико-механических свойств зерен, обрабатываемого материала и связки, режима обработки и др.) различают следующие основные виды износа (рис. 12.15) [14]: *а* – истирание режущих элементов (вершин) шлифующих зерен с образованием на них площадок с большей или меньшей шероховатостью; *б* – микро-разрушение (расщепление) зерен с отделением от них небольших частиц; *в* – разрушение зерен с отделением от них крупных частиц, размеры которых соизмеримы с размером зерна; *г* – полное вырывание зерен из связки; *д* – разрушение в результате протекания химических реакций в зоне контакта зерна с обрабатываемым материалом при высоких температурах, развивающихся в зоне шлифования; *е* – забивание промежутков между зернами (пор) стружкой и продуктами изнашивания.

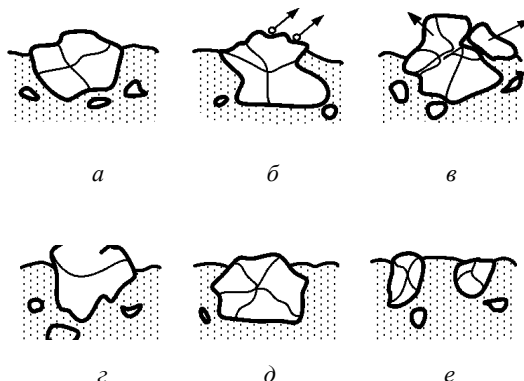


Рисунок 12.15 – Основные виды износа шлифовального круга [14]

Разрушение абразивного зерна происходит до тех пор, пока оно выступает из связки на высоту, больше $h_z \approx d_{mean}/6$, где d_{mean} – средний размер зерен [14]. В этом случае элементарная сила резания, действующая на абразивное зерно, недостаточна для его дальнейшего расщепления; зерно окончательно сглаживается и теряет свои режущие свойства. Микрорезание прекращается, и между кругом и заготовкой имеет место трение скольжения с выделением большого количества теплоты, что свидетельствует о полной потере режущей способности кругом.

При повышенных режимах резания (предварительное шлифование), когда нагрузка на единичное абразивное зерно значительна, наблюдается откалывание от зерна более крупных элементов.

При высоких температурах шлифования, снижающих твердость материала зерен, процессы изнашивания зерен интенсифицируются. Адгезионное изнашивание характеризуется появлением микрократеров на поверхности зерна, свидетельствующих об отрыве его отдельных частиц. Возможно также прилипание частиц обрабатываемого материала к поверхности зерен в виде наростов, характерных для шлифования сплавов с аустенитной структурой. В этом случае процесс резания резко ухудшается, так как адгезия переходит в когезию (слипание поверхностей однородных материалов).

Интенсивность изнашивания зерен резко возрастает в случае их химического сродства с обрабатываемым материалом. При обработке железоуглеродистых сплавов алмазными зернами предпосылками к диффузионному изнашиванию являются высокие температуры в зоне шлифования, легкость растворения углерода в железе, перепад концентрации углерода между алмазным зерном и обрабатываемым металлом и контакт их ювенильных поверхностей. Поэтому для таких случаев используется кубонит.

12.10.2. Особенности восстановления режущей способности шлифовальных кругов

Рассматривая изнашивание только как процесс потери рабочей поверхностью режущих свойств, можно считать, что круги работают в режимах или затупления, или самозатачивания. При этом имеют место различные интенсивности износа вершин зерен v_3 и связки v_c . Режим затупления естественен для любого режущего инструмента и связан с его изнашиванием в процессе работы ($v_3 > v_c$).

Режим самозатачивания круга ($v_3 \approx v_c$) заключается в том, что по мере затупления (износа) v_3 работающих зерен возросшее сопротивление резанию вырывает (полностью или частично) их из связки, которая изнашивается (выкрашивается); при этом в работу вступают новые зерна, в результате чего рабочая поверхность круга непрерывно обновляется.

Способность к самозатачиванию является отличительным свойством абразивных инструментов на легко изнашивающихся (малопрочных) связках и является свойством самоорганизации системы резания. Однако в большинстве случаев самозатачивание круга является недостаточным для проведения технологической обработки, так как не сохраняется геометрическая форма его рабочей поверхности. Изменение поперечного профиля происходит из-за неравномерного износа круга, что обусловлено его формой и особенностями схемы шлифования. Особенно нестабилен поперечный профиль при врезном и профильном шлифовании.

Эффективность процесса шлифования также зависит от сохранения кругом требуемого продольного профиля рельефа рабочей поверхности. Самопроизвольное возникновение волн на рабочей поверхности круга приводит к резкому ухудшению выходных показателей процесса шлифования. С появлением волнистости повышаются вибрации системы СПИЗ, происходит ускоренный износ круга [3, 39] и ухудшается качество обработки. При дальнейшем шлифовании волнистость увеличивается, достигая значений, определяемых амплитудно-частотной характеристикой системы СПИЗ.

Формообразование рабочей поверхности кругов может производиться периодически или непрерывно в процессе работы. При периодическом выполнении его традиционно называют правкой.

12.10.3. Правка шлифовальных кругов

Правка абразивных кругов может быть алмазной и безалмазной [7, 25, 26, 40]. Однокристалльные алмазные правящие инструменты: правящие резцы (профилирование червячных абразивных кругов), иглы (правка одноконтурных резьбошлифовальных кругов или правка по копиру), алмазы в оправках (правка кругов прямого и фасонного профиля).

Рекомендуемые режимы правки при отсутствии автоматического цикла [25]: продольная подача 0,05...3 м/мин; поперечная подача: черновая 0,2...0,3 мм/дв. ход (2...4 хода); чистовая 0,005...0,01 мм/дв. ход (1...2 хода); число проходов без подачи – 1...3.

Многокристалльные алмазные правящие инструменты: гребенки (правка по копиру профильных шлифовальных кругов), карандаши (универсального назначения), ролики прямого и фасонного профиля.

Алмазные ролики обычно используются в серийном и массовом производстве. Правка абразивных кругов производится методом врезания, на проход или по копиру при рабочей окружной скорости круга. Ролику сообщается принудительное вращение (встречное или попутное) обычно 5...20 м/с.

Безалмазные правящие инструменты в современном машиностроении применяются значительно реже и в меньших объемах, чем алмазные. Они используются для правки кругов методами шлифования, обкатки и накатывания. В зависимости от конструктивного и технологического исполнения это могут быть абразивные круги (обычно из карбида кремния), абразивные бруски, металлические диски (шаржированные свободным абразивом, гладкие и гофрированные) и стержни, накатные ролики (стальные или твердосплавные), порошки и щетки.

12.10.4. Формообразование рабочей поверхности абразивных инструментов на токопроводящих связках в процессе работы

Задача регулирования режущих свойств рабочей поверхности сводится к согласованию интенсивности принудительного удаления связки v_c и интенсивностью износа режущих зерен v_z , а также к определению условий, исключающих обвалы из связки неработавших зерен. Три соотношения этих интенсивностей – $v_z > v_c$, $v_z = v_c$ и $v_z < v_c$ определяют неизбежное проявление структурно-топографической приспособляемости рабочей поверхности круга, стабилизацию оптимального развитого рельефа или нерациональный избыточный расход алмазов [25].

Возможны три схемы регулирования интенсивности принудительного удаления токопроводной связки круга в процессе шлифования (рис. 12.16).

Совмещенная схема. Этой схеме соответствуют метод электроабразивного шлифования. Его суть заключается в том, что между токопроводящим кругом и токопроводящей обрабатываемой заготовкой пропускается регулируемый электрический ток. Тогда к основному процессу абразивного резания добавляется электрическая энергия, направленная на повышение эффективности процесса. В зависимости от материала зерен (абразив, алмаз, кубонит), вида электрического тока (постоянный, переменный или импульсный), полярности (прямая – круг – катод, обратная – анод) и подаваемой в зону резания жидкости (электролит, диэлектрик) сформировались названия вариантов электроабразивного шлифования. Например:

электролитическое [1], электрохимическое [14], электроалмазное [3], алмазно-искровое [36] и др. Все эти способы в той или иной мере позволяют регулировать воздействие на связку круга. Ограничением их технологических возможностей является обработка только токопроводящих заготовок.

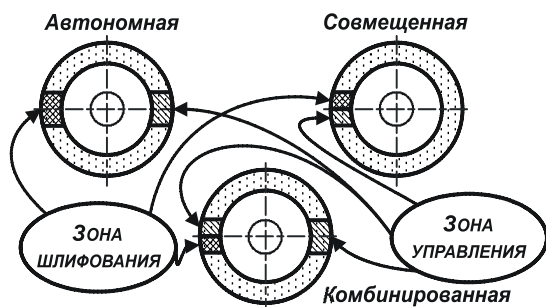


Рисунок 12.16 – Схемы размещения зон шлифования и управления

Автономная схема. Этой схеме соответствует воздействие на связку круга вне зоны резания, что позволяет ее использовать при шлифовании нетокопроводящих сверхтвердых поликристаллов и др. диэлектриков. В качестве метода формообразования связки целесообразно использовать электрохимический. Он позволяет выполнять формообразование на станке в процессе шлифования при отсутствии износа электрода-инструмента.

Задача управления поперечным профилем рабочей поверхности сводится к компенсации его отклонений, естественно возникающих в зоне резания под воздействием обрабатываемого материала и условий шлифования. Компенсация достигается за счет дозирования разрушающего воздействия на связку тех участков рабочей поверхности, где эти отклонения превышают допустимые значения. В связи с этим используется принцип независимого раздельного воздействия на отдельные участки поверхности связки. Принцип реализован за счет деления катода по ширине и длине на электрически изолированные области, при этом время прохождения тока через каждую из них может независимо регулироваться. Задача управления продольным профилем может быть решена на основе принципа воздействия на рабочую поверхность круга электрическими импульсами, период и продолжительность действия которых синхронизированы с вращением шлифовального круга и с параметрами волнистости [23].

Комбинированная схема объединяет совмещенную и автономную схемы.

12.10.5. Период стойкости шлифовальных кругов

Время работы круга между правками при заданных режимах называется периодом стойкости T , мин.

Рекомендуемые периоды стойкости шлифовальных кругов T , мин: круглое наружное с продольной подачей – 40 (врезное – 30); внутреннее 10; плоское периферией круга – 25 (торцом – 10); бесцентровое с продольной подачей – 60; профильное – 10.

Для повышения производительности процесса шлифования желательно выбирать шлифовальные круги большего диаметра. При этом на рабочей поверхности круга большего размера располагается большее количество режущих зерен, следовательно, при сохранении нагрузки на одно зерно можно повысить производительность шлифования. В случае применения кругов больших диаметров уменьшается их размерный износ и повышается период стойкости.

12.11. Назначение режимов резания при шлифовании

Рациональным режимом резания при шлифовании следует считать условия обработки, обеспечивающие достаточно высокую производительность при минимальной себестоимости и требуемом качестве поверхности детали.

При назначении режимов резания для абразивной и абразивно-алмазной обработки рекомендуется использовать справочные данные [1, 10, 18, 21, 26, 30, 32, 33 и др.] и следующий порядок действий:

- выбрать характеристику шлифовального круга и установить его окружную скорость V_k ;
- назначить подачу в направлении снятия припуска (поперечную подачу) и определить число проходов, обеспечивающих снятие всего припуска; подача варьируется в пределах 0,005...0,09 мм/дв. ход;
- назначить продольную подачу при круглом шлифовании и подачу вдоль оси шлифовального круга при плоском шлифовании в долях ширины круга $S_{пр} = S_B B_k$, где $S_B = 0,4 \dots 0,6$ для чернового шлифования; $S_B = 0,3 \dots 0,4$ для чистового;
- выбрать окружную скорость заготовки V_3 ; при черновом шлифовании следует исходить из установленного периода стойкости круга ($T = 25 \dots 60$ мин), при чистовом – из обеспечения заданной шероховатости поверхности; обычно скорость заготовки находится в пределах 40...80 м/мин;
- подобрать охлаждающую жидкость;
- определить силы резания и мощность, необходимые для обеспечения процесса шлифования; мощность, кВт, необходимая для вращения круга, $N_k \geq P_z V_k / (\eta_1 \cdot 10^3)$, а для вращения заготовки $N_3 \geq P_z V_3 / (\eta_2 \cdot 60 \cdot 10^3)$;
- выбранные режимы шлифования скорректировать по паспорту станка; при нехватке мощности уменьшают V_3 или $S_{пр}$, так как они влияют на мощность резания N_k и основное время τ_0 ;
- проверить условия бесприжогового шлифования по удельной мощности [10], приходящейся на 1 мм ширины круга: $N_{уд} = N_k / B_k$;
- подсчитать основное (машинное) время по следующим формулам для основных видов шлифования:
- круглое многопроходное (с продольной подачей):

$$\tau_0 = \frac{L_{р.х}}{S_B B_k} \frac{h}{n_3 t} k = \frac{L_{р.х}}{S_{пр}} \frac{h}{n_3 S_{пх}} k = \frac{L_{р.х}}{S_{пр}} \frac{2h}{n_3 S_{п2х}} k; \quad k = 1, 2 \dots 1, 7, \quad (12.63)$$

где $L_{р.х}$ – длина рабочего хода, мм; h – припуск на сторону, мм; k – коэффициент выхаживания, зависящий от требуемой точности обработки;

- круглое врезное (с поперечной подачей):

$$\tau_o = \frac{h}{n_3 t} k = \frac{h}{n_3 S_{\Pi}} k; \quad k = 1, 4 \dots 2, 5; \quad (12.64)$$

- плоское многопроходное периферией круга (прямоугольный стол):

$$\tau_o = \frac{L_{p.x}}{1000 V_3} \frac{H}{S_B B_k} \frac{h}{t} k = \frac{L_{p.x}}{1000 V_3} \frac{H}{S_{\Pi x}} \frac{h}{t} k = \frac{L_{p.x}}{1000 V_3} \frac{2H}{S_{\Pi 2x}} \frac{h}{t} k; \quad k = 1, 1 \dots 1, 5, \quad (12.65)$$

где $L_{p.x} = L_3 + (10 \dots 15)$; L_3 – длина заготовки, мм; H – перемещение круга в направлении поперечной подачи $H = B_3 + B_k + 5$, мм;

- плоское врезное периферией круга (прямоугольный стол):

$$\tau_o = \frac{L_{p.x}}{1000 V_3} \frac{h}{t} k; \quad k = 1, 2 \dots 1, 6; \quad (12.66)$$

- плоское многопроходное торцом круга (прямоугольный стол):

$$\tau_o = \frac{L_{p.x}}{1000 V_3} \frac{h}{t} k = \frac{(L_3 + D_k + 10)}{1000 V_3} \frac{h}{t} k; \quad k = 1, 1 \dots 1, 6; \quad (12.67)$$

- бесцентровое круглое наружное (на проход):

$$\tau_o = \frac{L_{p.x}}{1000 V_{\text{пр}}} i k = \frac{L_3 + B_k}{1000 V_{\text{пр}}} i k; \quad k = 1, 05 \dots 1, 2, \quad (12.68)$$

где i – число повторных проходов $i \geq h / t$.

12.12. Отделочно-абразивные методы обработки

12.12.1. Хонингование

Хонингование (наружное, внутреннее, плоское, профильное и др.) является процессом окончательной обработки деталей. Схема хонингования для случая обработки отверстий представлена на рис. 12.17.

Хонингование применяется для повышения точности формы и размеров, снижения шероховатости поверхности деталей 1. В качестве инструмента используется хонинговальная головка 2 (хон). Обработку производят с помощью абразивных, алмазных или кубонитовых брусков 3, которым сообщают три основных движения по отношению к заготовке: вращательное D_r , возвратно-поступательное D_r и движение радиальной подачи D_s . Сочетание трех движений в

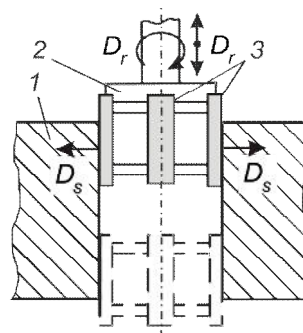


Рисунок 12.17 – Схема хонингования

процессе обработки обеспечивает срезание микростружек и самозатачивание инструмента. Резание осуществляется большим количеством зерен на рабочей поверхности брусков, движущихся по сложной траектории, что обеспечивает высокую производительность при малых силовых и температурных нагрузках в зоне резания.

Типы абразивных, алмазных и кубонитовых брусков и рекомендации по выбору режимов хонингования приведены в [1, 21, 30, 38].

12.12.2. Суперфиниширование

Суперфиниширование – процесс финишной обработки поверхностей деталей мелкозернистыми абразивными или алмазными брусками. Схема суперфиниширования для случая обработки цилиндрической детали представлена на рис. 12.18.

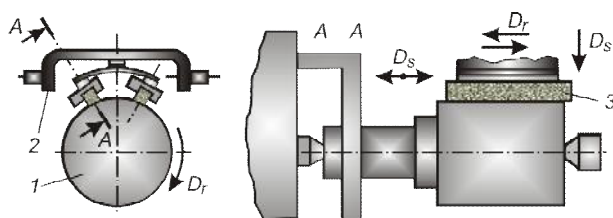


Рисунок 12.18 – Схема суперфиниширования

Процесс осуществляется колеблющимися с определенной частотой и амплитудой брусками 3 (закрепленными в держателе 2) при вращении заготовки 1 или при ее одновременном вращении и возвратно-поступательном перемещении.

Сущность процесса суперфиниширования заключается в

микрорезании большим числом мельчайших зерен и трением с пластическим оттеснением металла. Осцилляцией брусков достигается сложное движение каждого абразивного зерна по обрабатываемой поверхности, приводящее к резанию разными гранями.

В отличие от процесса хонингования, где нагрузка на зерна функционально связана с погрешностями формы детали, при суперфинишировании она постоянна.

Суперфиниширование позволяет получить шероховатость поверхности $R_a = 0,08 \dots 0,04$ мкм практически без волнистости и с минимальной огранкой (0,5 мкм). Припуск на сторону назначается на 10...30% больше высоты исходной шероховатости поверхности R_z . Рекомендации по выбору инструмента и режимов суперфиниширования приведены в [1, 21, 30].

12.12.3. Доводка

Доводка является процессом финишной обработки высокоточных поверхностей деталей (плоских, профильных, сферических, отверстий). В результате доводки достигается погрешность размеров и формы $\Delta = 0,5 \dots 0,1$ мкм при шероховатости поверхности $R_a = 0,04 \dots 0,02$ мкм.

Различают два вида доводки: свободным абразивом (пастами, суспензиями) и закрепленным (шаржированным абразивом притирами). Наиболее распространенными материалами для притиров являются серый чугун, латунь, медь.

Доводочные операции разделяют на черновые ($\Delta=3\ldots5$ мкм, $R_a=0,32\ldots0,16$ мкм), чистовые ($\Delta=1\ldots2$ мкм, $R_a=0,16\ldots0,08$ мкм) и тонкие ($\Delta=0,1\ldots0,5$ мкм, $R_a=0,04\ldots0,02$ мкм).

Характеристики микропорошков и паст, рекомендации по выбору режимов доводки приведены в [1, 21, 30]. Термин доводка также употребляется для случая окончательного формообразования режущих кромок инструмента мелкозернистыми алмазными кругами.

12.12.4. Полирование и ленточное шлифование

Полирование является процессом безразмерной отделочной обработки, предназначенным для снижения шероховатости поверхности без исправления погрешностей геометрической формы. В качестве абразивного инструмента при полировании используют эластичные круги (на вулканитовой или полимерной связке, войлочные, фетровые и др.), абразивные шкурки и ленты. Упругое закрепление абразивных зерен в инструменте снижает глубину резания, увеличивает длину контакта режущих микрокромки с обрабатываемым материалом.

При полировании эластичными кругами достигается шероховатость поверхности $R_a=1,25\ldots0,025$ мкм. В [30] приведены области применения эластичных кругов и абразивных материалов для полирования.

Полирование абразивной шкуркой и лентой выполняется по двум схемам резания: с высокими ($10\ldots40$ м/с) и с низкими ($0,15\ldots1$ м/с) скоростями резания. При высокоскоростном полировании используют абразивные ленты и гибкие абразивные вращающиеся диски, изготавливаемые из шкурки. Предварительное полирование с большим съемом металла осуществляется лентами зернистостью $40\ldots25$, что обеспечивает шероховатость $R_a=2,5\ldots0,63$ мкм. При окончательном полировании с помощью лент зернистостью $16\ldots8$ обеспечивается $R_a=0,63\ldots0,16$ мкм; $6\ldots3 - R_a=0,16\ldots0,04$ мкм.

Ленточное шлифование применяют для обработки плоских, цилиндрических (наружных и внутренних) и сложных профильных поверхностей, а также для снятия заусенцев и подготовки деталей под покрытия.

В зависимости от требований к точности детали и ее формы шлифование лентой производят по двум основным схемам: на свободной ветви ленты или с поджатием ленты к поверхности заготовки (для обеспечения высокой точности) с помощью ролика, жесткого копира или упругого элемента.

Рекомендации по выбору инструмента (абразивного, алмазного, кубонитового) и режимов резания приведены в [1, 21, 30].

12.12.5. Виброабразивная обработка

Виброабразивная обработка в зависимости от характера среды обработки представляет собой механический или механохимический процесс съема металла или его оксидов с поверхности обрабатываемых заготовок абразивными зёрнами. При соударении заготовок с абразивными телами кроме процесса микрорезания имеет место пластическое деформирование, приводящее к сглаживанию микронеровностей.

При обработке заготовки и абразивные тела помещают в вибрирующий контейнер, совершающий колебания с несколькими степенями свободы. Взаимные перемещения заготовок и абразивной среды определяют результирующие движения резания отдельных микрокристаллов.

Рекомендации по режимам резания и условиям обработки приведены в [17, 21].

12.12.6. Магнитно-абразивная обработка

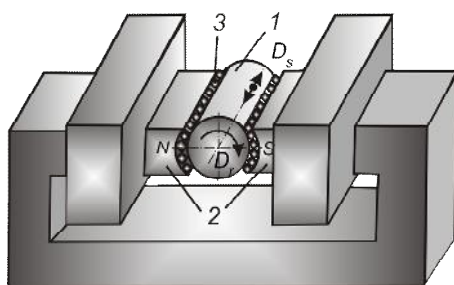


Рисунок 12.19 – Схема магнитно-абразивной обработки

Магнитно-абразивная обработка – абразивная обработка, осуществляемая при движении заготовки и абразивных зерен относительно друг друга в магнитном поле [31]. Одним из ее видов является магнитно-абразивное полирование [21]. На рис. 12.19 представлена схема процесса при обработке цилиндрических поверхностей. Обрабатываемая заготовка 1 размещена между полюсными наконечниками 2 электромагнита постоянного тока с некоторым зазором. В зазор подается ферромагнитный абразивный порошок 3. Заготовке сообщают вращательное

D_r и возвратно-поступательное D_s движения. Силами регулируемого магнитного поля зерна порошка удерживаются в рабочих зазорах и обрабатывают поверхность заготовки. В данном случае магнитное поле выполняет функции упругой связки инструмента.

По сравнению с традиционными методами обработки производительность процесса повышается в 3...5 раз, затраты на абразивный инструмент снижаются в 2...3 раза и обеспечивается получение шероховатости поверхности $R_a = 0,02...0,04$ мкм.

12.12.7. Обработка потоком свободного абразива

Обработка потоком свободного (условно) абразива основана на использовании для процесса микрорезания энергии абразивной среды. В движение приводят либо абразивные частицы, либо заготовку. При взаимодействии с потоком обрабатываемая поверхность подвергается абразивному износу.

- **Струйно-абразивная обработка.** Поток состоит из жидкости, воздуха и абразивных частиц [22]. Струйно-абразивную обработку применяют при очистке заготовок от окалины (пескоструйная обработка) и полировании.

- **Полирование уплотненным потоком свободного абразива.** Поток состоит из жидкости и абразивных частиц [21], его уплотнение производится действием центробежных сил.

- **Турбоабразивная обработка** основана на использовании техники псевдоожижения сыпучих материалов в воздушной среде. Заключается в создании абразивного кипящего (псевдоожиженного) слоя, в который погружают обрабатываемую заготовку, задавая в зависимости от ее формы различные виды движения (вращательное, планетарное и др.).

- **Резание (разрезание) материалов** струей жидкости с введением абразивных частиц.

12.13. Высокопроизводительные и комбинированные процессы абразивной обработки

12.13.1. Глубинное и скоростное шлифование

Глубинное шлифование. Глубинное шлифование применяют при обработке достаточно жестких заготовок со снятием припуска за один проход. Основную работу резания выполняет заборная часть круга, а калибрующая только зачищает обрабатываемую поверхность (см. рис. 12.2 в). При глубинном шлифовании лимитирующим фактором является уровень режущей способности абразивных инструментов. Перспективным направлением совершенствования процесса является использование специальных шлифовальных кругов: высокопористых [33] и торцовых многослойных с чередующимися слоями в радиальном и окружном направлениях [26].

Скоростное шлифование. Эффективность процесса шлифования напрямую зависит от скорости резания. При ее повышении уменьшается толщина среза материала каждым абразивным зерном, изменяются условия стружкообразования и др. параметров процесса обработки.

Высокие скорости резания (60...120 м/с) рекомендуются [37] для увеличения производительности процесса шлифования в 2...6 раз при черновом шлифовании, когда с поверхности заготовки необходимо снять большой припуск, а также при обдирочном шлифовании (зачистке) заготовок крупнозернистыми сегментными кругами на бакелитовой связке. Использование скоростного шлифования при чистовом и особенно отделочном шлифовании, возможно только при принятии специальных мер, нейтрализующих вредное действие повышенного выделения тепла и уровня вибраций, сопутствующих высоким скоростям резания. Одной из таких мер является использование специальных высокопористых шлифовальных кругов [33].

12.13.2. Абразивная обработка с использованием ультразвуковых колебаний

Абразивная обработка с использованием ультразвуковых колебаний осуществляется по достаточно большому числу схем [11, 13]. Рассмотрим наиболее часто применяющиеся способы.

- **Ультразвуковая размерная обработка** заготовок из твердых хрупких материалов (стекло, керамика, ситаллы, сверхтвердые материалы) алмазно-абразивными зернами, которые движутся под действием инструмента, вибрирующего с ультразвуковой частотой. Схема обработки представлена на рис. 12.20.

Инструмент 2 соединен через волноводный концентратор колебаний 4 с ультразвуковым преобразователем 5, что обеспечивает ультразвуковые колебания D_r его

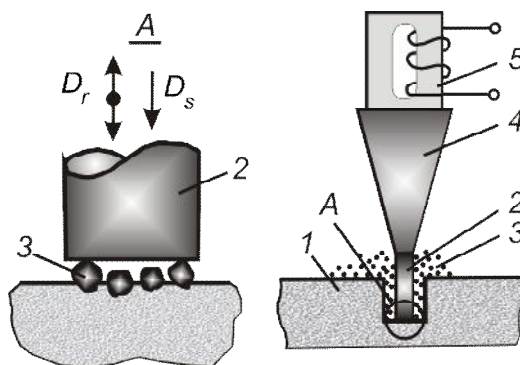


Рисунок 12.20 – Схема ультразвуковой обработки

торца с частотой 25...40 кГц. Торец инструмента поджимается к заготовке *1* с определенным усилием подачи D_s и, вибрируя, ударяет по зернам суспензии *3*, которая заполняет зазор между инструментом и заготовкой. Зерна выкалывают небольшие частицы материала, продукты обработки выводятся из зоны обработки вместе с суспензией.

• **Интенсификация процессов резания** при сообщении вынужденных ультразвуковых колебаний абразивным инструментам. Способ применяется при шлифовании, суперфинишировании, хонинговании, доводке. Он позволяет повысить производительность процессов и стойкость инструмента.

• **Очистка рабочей поверхности шлифовального круга.** Ультразвуковой вибратор располагают над рабочей поверхностью круга. В пространство между ними подается жидкость, в которой под воздействием ультразвука возникает кавитация. Эффекты кавитации (гидравлические удары при захлопывании пузырьков и микропотоки, возникающие в жидкости около пузырьков) обеспечивают интенсивную очистку рабочей поверхности круга от продуктов шлифования.

Вопросы для самопроверки

1. На какие основные группы делятся абразивные материалы?
2. Назовите области рационального использования абразивных порошков из сверхтвердых материалов.
3. Перечислите основные виды абразивных инструментов.
4. Чем абразивная обработка отличается от лезвийной?
5. Как определяется количество зерен в единице объема абразивного инструмента?
6. Какое влияние оказывает количество зерен на единице площади рабочей поверхности абразивного инструмента на процесс микрорезания?
7. Какие основные принципы лежат в основе вероятностного описания строения абразивных инструментов?
8. Перечислите основные виды шлифования.
9. Как дуга контакта шлифующего зерна с заготовкой зависит от вида шлифования?
10. Назовите мгновенные параметры срезаемого слоя при шлифовании.
11. Оцените влияние параметров срезаемого слоя одним абразивным зерном на процесс шлифования.
12. Как связаны между собой силы резания и мощность при шлифовании?
13. Назовите особенности тепловых явлений при шлифовании.
14. Какие основные пути регулирования тепловых процессов вы знаете?
15. В чем заключаются основные особенности процесса алмазного шлифования?
16. Какие виды износа абразивных зерен вы знаете?
17. Назовите преимущества и недостатки работы шлифовальных кругов в режимах затупления и самозатачивания.
18. Выполните сравнительный анализ безалмазной и алмазной правки шлифовальных кругов.
19. Как обеспечить высокую работоспособность шлифовальных кругов?
20. В чем заключаются особенности назначения режимов резания при шлифовании?

21. Назовите основные методы отделочно-абразивной обработки и дайте краткий анализ их отличий.
22. Дайте сравнительный анализ методов отделочно-абразивной обработки закрепленными и свободными зёрнами.
23. Какое принципиальное отличие между шлифованием и полированием?
24. Назовите отличия между глубинным и скоростным шлифованием.
25. Назовите области эффективного использования ультразвуковых колебаний при абразивной обработке.

Список литературы к разделу 12

1. Абразивная и алмазная обработка материалов : справочник / под ред. А.Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов / А.К. Байкалов. – К. : Наукова думка, 1978. – 207 с.
3. Высокопроизводительное электроалмазное шлифование инструментальных материалов / [М.Ф. Семко, Ю.Н. Внуков, А.И. Грабченко и др.]. – К. : Вища школа, 1979. – 232 с.
4. Грабченко А.И. 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования : учебн. пособие / А.И. Грабченко, В.Л. Доброскок, В.А. Федорович. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с.
5. Доброскок В.Л. Трансформация статистических характеристик рельефа рабочей поверхности шлифовальных кругов при износе зёрен / В.Л. Доброскок, Я.Н. Гаращенко // Наука і освіта : зб. наук. праць. – Харків : НТУ «ХПІ», 2004. – С. 83–98.
6. Доброскок В.Л. Определение параметров распределения размеров зёрен для абразивно-алмазных порошков по ГОСТ и ДСТУ / В.Л. Доброскок, Я.Н. Гаращенко, Н.Ф. Наконечный // Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». – Харків : НТУ «ХПІ», 2003. – № 8, – Т. 1. – С. 71–86.
7. Инструменты из сверхтвёрдых материалов : справочник / под ред. Н.В. Новикова. – К. : ИСМ НАНУ, 2002. – 528 с.
8. Королев А.В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки : в 2 ч./ А.В. Королев, Ю.К. Новоселов. – Ч. 1: Состояние рабочей поверхности инструмента. – Саратов : Сарат. ун-т, 1987. – 160 с.
9. Королев А.В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки : в 2 ч./ А.В. Королев, Ю.К. Новоселов. – Ч. 2: Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке. – Саратов : Сарат. ун-т, 1989. – 160 с.
10. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М. : Машиностроение, 1974. – 280 с.
11. Кумабэ Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ ; пер. с яп. С.Л. Масленникова ; под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.
12. Лавриненко В.И. Модели формы зёрен НТМ / В.И. Лавриненко, А.А. Шепелев, Г.А. Петасюк // Сверхтвёрдые материалы. – 1994. – № 5. – С. 18–21.
13. Марков И.А. Ультразвуковая обработка материалов / И.А. Марков. – М. : Машиностроение, 1980. – 237 с.
14. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М. : Машиностроение, 1974. – 320 с.

15. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов : Саратовский ун-т, 1979. – 232 с.
16. Новоселов Ю.К. Механика шлифования / Ю.К. Новоселов // Теоретико-вероятностные модели. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. / под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Т. 4: Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – С. 148–209.
17. Обработка деталей свободным абразивом в вибрирующих резервуарах / [Карташов И.Н. Шаинский М.Е., Власов В.А. и др.]. – К. : Вища школа, 1975. – 188 с.
18. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для технического нормирования работ на металлорежущих станках. – Ч. 3: Протяжные, шлифовальные и доводочные станки. – М. : Центральное бюро нормативов по труду, 1978. – 260 с.
19. Основы проектирования и технология изготовления абразивного и алмазного инструмента / под. ред. В.Н. Бакуля. – М. : Машиностроение, 1975. – 296 с.
20. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования / В.И. Островский. – Л. : Ленингр. ун-т, 1981. – 144 с.
21. Отделочно-абразивные методы обработки : справ. пособие / Л.М. Кожуро, А.А. Панов, Э.Б. Пономарева, П.С. Чистосердов ; под общ. ред. П.С. Чистосердова. – Мн. : Вышш. шк., 1983. – 287 с.
22. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка / А.Е. Проволоцкий // Теоретико-вероятностные модели. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения : в 10 т. / под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Т. 4: Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов. – Одесса : ОНПУ, 2002. – С. 329–370.
23. Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении : уч. пособие / под. ред. А.И. Грабченко. – Харьков : ХГПУ, 1999. – 436 с.
24. Резников А.Н. Теплофизика резания / А.Н. Резников. – М. : Машиностроение, 1969. – 280 с.
25. Романов В.Ф. Технология алмазной правки шлифовальных кругов / В.Ф. Романов, В.В. Абалян. – М. : Машиностроение, 1980. – 118 с.
26. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография в 6 т. / под общ. ред. Н.В. Новикова. – Киев : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ "АЛКОН" НАНУ, 2007. – Т. 6: Алмазно-абразивный инструмент в технологиях обработки ; под ред. А.А. Шепелева. – 340 с.
27. Семко М.Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / М.Ф. Семко, А.И. Грабченко, М.Г. Ходоревский. – Харьков : Вища школа, 1980. – 192 с.
28. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М. : Машиностроение, 1978. – 167 с.
29. Справочник инструментальщика / [Ординарцев И.А., Филиппов Г.В., Шевченко А.Н. и др.]; под общ. ред. И.А. Ординарцева. – Л. : Машиностроение, 1987. – 846 с.
30. Справочник по обработке металлов резанием ; под ред. Ф.Н. Абрамова, В.В. Коваленко, В.Е. Любимов и др. – К. : Техніка, 1983. – 239 с.
31. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки / [Г.Л. Амитан, И.А. Байсулов, Ю.М. Барон и др.]; под общ. ред. В.А. Волосатова. – Л. : Машиностроение, 1988. – 719 с.

32. Справочник технолога-машиностроителя : в 2 т. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М. : Машиностроение, 1986. – Т. 2. – 496 с.
33. Старков В.К. Шлифование высокопористыми кругами / В.К. Старков. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с.
34. Точность производства в машиностроении и приборостроении / под ред. А.И. Гаврилова. – М. : Машиностроение, 1973. – 567 с.
35. Узунян М.Д. Абразивная обработка материалов : конспект лекций [по курсу «Теория резания материалов»] / М.Д. Узунян. – Харьков : ХПИ, 1993. – 88 с.
36. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М.Д. Узунян. – Харків : НТУ «ХПИ», 2003. – 359 с.
37. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. – Л. : Машиностроение, 1979. – 248 с.
38. Чеповецкий И.Х. Механика контактного взаимодействия при алмазной обработке / И.Х. Чеповецкий. – К. : Наукова думка, 1978. – 228 с.
39. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М. : Машиностроение, 1975. – 176 с.
40. Ящерицын П.И. Теория резания : учебник / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – Мн. : Новое знание, 2006. – 512 с.

Раздел 13

ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ

13.1. Основные характеристики обрабатываемости и методы их определения

Среди ряда технологических свойств материалов, как то: штампуемость, литейные свойства, свариваемость – особое место занимает обрабатываемость резанием, т.к. именно этот вид обработки придает заготовке окончательную форму и свойства детали. *Под обрабатываемостью материалов в широком смысле этого слова понимают способность материалов подвергаться резанию, обеспечивая ряд технологических показателей.* К таким показателям чаще всего относят [2]:

- силы резания и потребляемая мощность;
- легкость стружколомания и отвода стружки;
- свойства поверхностного слоя после обработки: шероховатость, степень и глубина наклепа, напряженное состояние и другие;
- истирающая (изнашивающая) способность материала, влияющая на легкость получения необходимой точности обработки при чистовых и отделочных операциях;
- допустимая скорость резания, соответствующая выбранному критерию, например, заданному периоду стойкости T при износе инструмента до принятого критерия затупления, например, V_{60} , V_{120} или наименьшей интенсивности изнашивания инструмента и наименьшему относительному поверхностному износу, так называемая – оптимальная скорость резания V_o [4, 6] или наименьшей себестоимости, наибольшей производительности обработки (экономическая скорость резания V_g).

В зависимости от вида и характера обработки те или иные технологические показатели становятся определяющими [2], а другие – менее важными.

<i>Черновая обработка</i>	<i>Чистовая обработка</i>	<i>Обработка на автоматизированном оборудовании</i>
1. Производительность и себестоимость обработки	1. Производительность и себестоимость обработки	1. Производительность и себестоимость обработки
2. Стойкость инструмента	2. Шероховатость и свойства обработанной поверхности	2. Легкость стружколомания и удаления стружки из зоны обработки
3. Силы резания и потребляемая мощность	3. Легкость стружколомания и удаления стружки из зоны обработки	3. Шероховатость и свойства обработанной поверхности
4. Легкость стружколомания и удаления стружки из зоны обработки	4. Стойкость инструмента	4. Стойкость инструмента
5. Шероховатость и свойства обработанной поверхности	5. Силы резания и потребляемая мощность	5. Силы резания и потребляемая мощность

Обрабатываемость может сильно отличаться для таких разнородных процессов, как точение резцами, зубодолбление, фрезерование, протягивание и т.п. Таким образом, нельзя говорить об обрабатываемости в широком смысле без конкретного указания о том, какая

сторона этого комплексного понятия имеется в виду и каковы особенности производимой операции.

Поскольку производительность и себестоимость обработки зависят главным образом от допускаемой скорости резания, то для любого вида и характера обработки основным показателем обрабатываемости является скорость резания, величина которой определяется изнашивающим действием, оказываемым обрабатываемым материалом на контактные поверхности инструмента. *Поэтому в узком понимании обрабатываемость материалов характеризуется допускаемой скоростью резания.* Считают, что лучшую обрабатываемость имеет тот материал, который при прочих равных условиях допускает более высокую скорость резания. Количественно обрабатываемость испытываемого материала оценивают коэффициентом обрабатываемости K_o , представляющим собой отношение скорости резания, допускаемой при обработке испытываемого материала (для $T = 60$ мин), к скорости резания, допускаемой материалом, принятым за эталонный.

$$K_o = \frac{V_{60\text{исп}}}{V_{60\text{эт}}}, \quad (13.1)$$

Обычно за эталон берется сталь 45 ($R_m = 750$ МПа, HB 190...220) со структурой: перлит с пластинчатым графитом. Если коэффициент обрабатываемости больше единицы, то данный материал обрабатывается лучше, чем эталонный, а если меньше единицы то хуже.

В некоторых случаях материалы группируют по сходным признакам. Тогда эталонный материал назначается для каждой группы. В большинстве случаев рассматривают следующие группы материалов:

- конструкционные углеродистые, легированные и инструментальные стали: эталонный материал – сталь 45 ($R_m = 750$ МПа, HB 190...220);
- серые чугуны: эталонный материал – чугун с твердостью HB = 190 МПа;
- ковкие чугуны: эталонный материал – чугун с твердостью HB = 150 МПа;
- нержавеющие, жаростойкие и жаропрочные стали и сплавы (труднообрабатываемые): эталонный материал – сталь 12Х18Н9Т с твердостью HB = 150 МПа;
- титановые сплавы;
- цветные металлы (алюминиевые и медные сплавы);
- пластмассы и другие неметаллические материалы.

13.2. Методы определения обрабатываемости

В настоящее время разработаны различные способы оценки обрабатываемости. Условно их можно подразделить на три основные группы.

К *первой группе*, прежде всего, надо отнести «классический» способ. Он заключается в определении стойкостной зависимости $V = f(T)$ (см. формулу (6.11)) для испытываемого материала. После этого, задавшись определенным периодом стойкости $T = 60$ мин, можно найти соответствующую ему скорость резания $V_{60\text{исп}}$, а из справочника – $V_{60\text{эт}}$ и по формуле (13.1) определить коэффициент обрабатываемости.

Данный способ наиболее точно и объективно отражает влияние обрабатываемого материала на интенсивность изнашивания инструмента, однако он очень трудоемок и требует большого расхода обрабатываемого материала и инструментов. Поэтому в настоящее время разработаны ускоренные способы определения обрабатываемости.

Ряд из них основан на постоянном увеличении скорости резания в пределах рабочего хода. Наиболее распространен (при наличии соответствующих заготовок) способ торцевой обточки [1]: диск, изготовленный из испытуемого материала, обтачивают на токарном станке по торцу от центра к периферии с постоянной частотой вращения (рис. 13.1). По мере движения резца скорость резания непрерывно возрастает по линейному закону, и при какой-то скорости V_3 , соответствующей диаметру затупления D_3 , резец вследствие износа выходит из строя. Это характеризуется резким свистом и почти мгновенным уменьшением глубины резания. Производя обточку двух дисков из эталонного материала и испытуемого, находят скорости резания для момента затупления $V_{3\text{эт}}$ и $V_{3\text{исп}}$, по которым и делают вывод об относительной обрабатываемости.

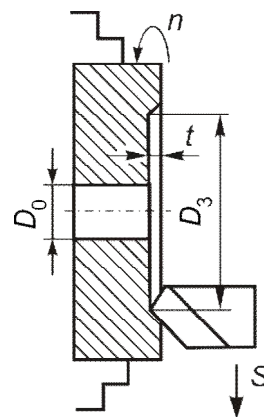


Рисунок 13.1 – Схема торцевой обточки

Помимо качественной оценки обрабатываемости метод торцевой обточки позволяет найти значения параметров стойкостной зависимости (6.11), однако точность такой формулы невелика [1].

Метод торцевой обточки очень прост, не требует больших затрат по времени на проведение опытов и может быть легко осуществлен не только в лаборатории, но и в производственных условиях. Однако вследствие присущих ему недостатков [1] он может быть признан только как приближенный. При сравнительных испытаниях обрабатываемости метод торцевой обточки дает удовлетворительные результаты, так как погрешности метода приводят к одинаковым ошибкам при резании обоих испытуемых материалов.

Близкими к способу торцевой обточки являются: продольное точение заготовок ступенчатой или конической формы, а также точение цилиндрических заготовок с монотонно возрастающим числом оборотов шпинделя [10]. К этой же группе относится метод А.С. Кондратова [1], основанный на положении, что интенсивность износа резца на участке установившегося износа (см. рис. 6.17) мало зависит от величины износа. Сущность метода состоит в следующем.

1. Выполнить процесс резания заготовки из испытуемого материала при постоянных t и S и с периодически увеличивающейся скоростью $V_1, V_2, V_3, \dots, V_n$. При этом фиксируют время работы T_i на каждой скорости V_i , прирост изнашивания Δh_i , а также интенсивность изнашивания $I_i = \Delta h_i / T_i$ инструмента (рис. 13.2).

2. Построить в двойных логарифмических координатах график зависимости $\ln I_i - \ln V_i$ (рис. 13.3), тангенс угла наклона которого к вертикальной оси будет показателем степени стойкостной зависимости (6.11):

$$\operatorname{tg} \psi = m.$$

3. Найти эквивалентную интенсивность изнашивания $I_{\text{экв}}$, которую имел бы инструмент, если бы он работал с некоторой постоянной скоростью и достиг бы такого же конечного изнашивания:

$$I_{\text{экв}} = \frac{\sum \Delta h_i}{\sum T_i} = \frac{h_{\Sigma}}{T_{\Sigma}}$$

и соответствующую ей скорость $V_{\text{экв}}$ из графика (см. рис. 13.3).

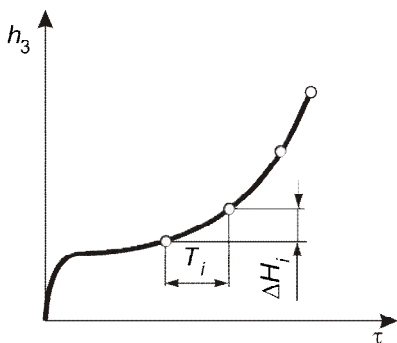


Рисунок 13.2 – Кривая изнашивания при резании с переменной скоростью

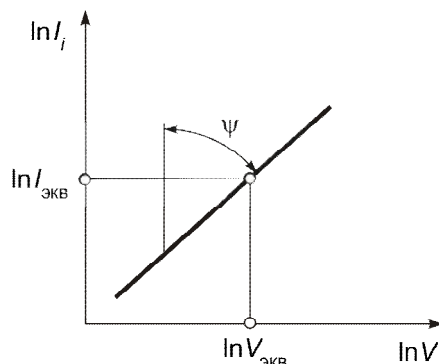


Рисунок 13.3 – Зависимость интенсивности изнашивания от скорости резания

4. Найти параметр C стойкостной зависимости для испытуемого материала и $V_{60\text{исп}}$ для $T = 60$ мин.

Так как

$$V_{\text{экв}} = \frac{C}{T_{\Sigma}^m}, \text{ а } T_{\Sigma} = \sum T_i,$$

то

$$C = V_{\text{экв}} (\sum T_i)^m; \quad C = V_{\text{экв}} T_{\Sigma}^m.$$

Метод дает хорошую точность при резании твердосплавными резцами и в 6...10 раз сокращает время опытов по сравнению с классическим методом. Однако, исходя из современных взглядов на процесс изнашивания, интенсивность износа на каждом участке не является величиной постоянной, поскольку в первые моменты времени изнашиваются слои, структура которых сформировалась условиями предыдущей скорости [11]. И лишь после ее износа образуется структура, характерная для данной скорости резания и изнашиваемая с относительно постоянной интенсивностью.

Во *второй группе способов* оценки обрабатываемости оценивается ее связь с физическими параметрами процесса резания (силы резания, уровень температур в зоне резания или термо-ЭДС, угол сдвига, угол трения, усадка стружки и др.). Чаще всего этими способами устанавливается уровень оптимальной скорости резания [6]. Разными авторами эта скорость определяется по моменту стабилизации силы резания P_z при возрастании скорости резания

[4]; моменту достижения силы резания $P_z = (0,7...0,9)P_{z\max}$ на правой ветви кривой $P_z = f(V)$ [12]; по величине оптимальной температуры резания или ТЭДС [6]; по наличию минимума в зависимости длины пластической зоны на передней поверхности от скорости резания [13] и др.

Использование сведений о физических и механических свойствах материалов в **третьей группе способов** оценки обрабатываемости является перспективным направлением. Общим преимуществом таких способов является существенное снижение трудоемкости и расхода обрабатываемого материала, а в качестве анализируемых параметров используются температуры максимального электросопротивления, провала пластичности, структурно-фазового превращения α -железа в γ -железо, магнитная проницаемость, коэрцитивная сила, коэффициент внутреннего трения, сопротивление внедрению инденторов и др. [2].

Все рассмотренные выше способы определения обрабатываемости можно эффективно применять в условиях лаборатории. В производственных же условиях первая группа способов используется мало из-за сложности определения интенсивности изнашивания и, тем более, расчетов. Вторая и третья группы вполне приемлемы при работе на оборудовании гибких автоматизированных производств. Если в память системы ЧПУ или блока сравнения заложить сведения об эталонном показателе обрабатываемости, по результатам обработки конкретной детали будет изменяться режим резания. При использовании третьей группы способов необходим входной контроль на загрузочной позиции.

13.3. Основные факторы, влияющие на обрабатываемость материалов резанием, и способы ее улучшения

13.3.1. Введение специальных добавок на стадии металлургического производства

Одним из методов улучшения обрабатываемости является придание материалу специальных свойств во время его выплавки – **металлургический метод**.

Химические элементы, входящие в состав современных конструкционных материалов, по степени их влияния на обрабатываемость можно условно разделить на три группы [17]. Для сталей на ферритной основе в первую, наиболее сильно влияющую группу, входят углерод и кремний. Сильнее всего ухудшает обрабатываемость увеличение содержания углерода до 0,5%. Дальнейшее его увеличение на обрабатываемость не влияет.

Во вторую группу, оказывающую значительно меньшее влияние на ухудшение обрабатываемости, входят в порядке уменьшения степени влияния хром, вольфрам, ванадий и молибден. В третью группу, практически не влияющую на обрабатываемость, входят марганец и никель.

Для сталей и сплавов, имеющих аустенитную и хромоникелевую основу, в первую группу входит углерод, увеличение содержания которого непрерывно ухудшает обрабатываемость, алюминий, титан и кремний; во вторую – молибден, кобальт, марганец, хром и вольфрам; в третью – никель, ниобий и ванадий.

Улучшение обрабатываемости сталей достигается введением при плавке или литье различных дополнительных химических элементов или химических соединений (присадок)

специально для этой цели [16]. Известны два механизма действия присадок, способствующих улучшению обрабатываемости. В первом случае снижается коэффициент трения на контактных площадках и интенсивность изнашивания, поскольку присадки образуют в металле твердые смазочные вещества (сульфиды, селениды, сульфоселениды и др.). Во втором – присадки, являясь концентраторами напряжений, способствуют охрупчиванию обрабатываемого материала, снижают силы резания и уровень температур.

Наиболее характерными присадками являются элементы, относящиеся к VI группе таблицы Д.И. Менделеева – сера, селен, теллур, которые образуют в стали неметаллические включения, а также свинец. Использование этих присадок привело к созданию целого класса сталей, которые получили название автоматных или легкообрабатываемых сталей. Примером могут служить автоматные стали с повышенным содержанием серы (A11...A35), серы и фосфора (A12), серы и свинца (AC14). Свинец в последнем случае присутствует в стали в двух модификациях: в виде мелких обособленных частиц, произвольно расположенных в матрице металла, и в виде комплексных соединений $MnS-Pb$. Свинец характеризуется низкой температурой плавления, поэтому кроме охрупчивающего действия он может создать на площадках контакта жидкую пленку. Установлено, что для резкого снижения склонности к схватыванию достаточно образования пленки толщиной около 2 мкм [2].

При обработке автоматных сталей стойкость твердосплавного инструмента повышается до 5 раз, улучшается стружкодробление. Однако широко известно, что увеличение содержания серы свыше 0,04% значительно снижает физико-механические свойства сталей: повышается хладноломкость, резко проявляется анизотропия усталостной прочности, снижаются ударная вязкость, пластичность и т.д. Поэтому автоматные стали применяют только при изготовлении малоответственных деталей.

Исследования, проведенные в последнее время [14], показали, что введение в стали незначительных присадок селена, теллура, висмута и свинца, с одной стороны, резко улучшает обрабатываемость этих сталей, а с другой – фактически не влияет на их физико-механические свойства. Эта технология называется микролегированием. Под действием температур на передней поверхности инструмента происходит выпотевание легкоплавких присадок, создается смазка, что и приводит к снижению коэффициента трения на контактных площадках и интенсивности изнашивания (рис. 13.4).

Эффективность присадок зависит от их вида, физико-механических свойств обрабатываемой стали и инструментального материала. Наилучший эффект получается при введении добавок в высокопластичные стали, склонные к адгезии. Так при обработке вязкой и пластичной стали 1X18H10T (относительное удлинение $A = 50\%$) добавка 0,2% селена позволяет увеличить скорость резания при постоянной стойкости в 3,9 раза, тогда как для стали У10А ($A = 5\%$) – только в 1,4 раза. При точении быстрорежущим инструментом лучшие результаты получаются на сталях, легированных свинцом [14].

Оптимальным вариантом микролегирования следует считать содержание присадок в пределах 0,1–0,15%. Дальнейшее их увеличение не дает значительного прироста скорости резания, но резко увеличивается анизотропность пластических и вязких свойств и заметно увеличивается стоимость этих сталей. Исследования также показали, что введение вышеуказанных присадок не в обрабатываемый материал, а в инструментальный ($P18 + 0,12Se$) позволяет увеличить стойкость режущего инструмента в 1,5–1,6 раза и резко улучшает его шлифуемость.

Известны исследования [18] обрабатываемости введением в зону резания атомарного водорода из насыщенного ним инструмента или его покрытия. Водород выполняет расклинивающее и охрупчивающее действия, улучшая контактные показатели процесса резания.

Улучшение обрабатываемости сталей можно получить за счет изменения морфологии неметаллических включений, используя при плавке и литье такой этап выплавки стали как раскисление. В качестве раскислителя добавляют силикокальций SiCa, кремний, алюминий, марганец. В структуру таких сталей входят силикаты или алюминаты кальция в сульфидной оболочке, что резко снижает изнашивание инструмента. По данным работы [15] при резании этих сталей уменьшаются степени деформации металла стружки, силы резания, температуры, а стойкость инструмента повышается в 3–4 раза. Такие стали успешно применяются в автомобильной промышленности (АЦ25ХГТ (вместо 25ХГТ), АЦ40ХМ (вместо 40ХМ) и др.).

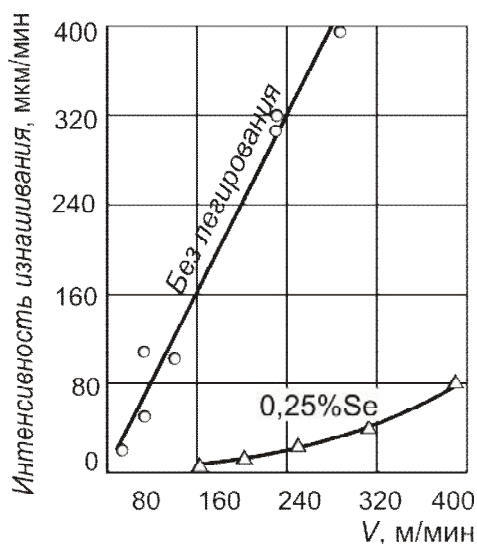


Рисунок 13.4 – Влияние микролегирования обрабатываемого материала на интенсивность износа твердосплавного инструмента (Т5К10) при точении стали 1Х18Н9Т [14]

13.3.2. Изменение структуры материалов термической обработкой

Установлено, что для каждого металла имеет место определенная микроструктура и уровень механических свойств, обеспечивающих его наилучшую обрабатываемость резанием. Соответственно, можно подобрать виды термообработки и их режимы, позволяющие получить искомое состояние металлов. Имеются следующие рекомендации по оптимальной (с точки зрения обрабатываемости) микроструктуре [2, 15, 17]:

- для малоуглеродистых сталей ($C < 0,3\%$) – пластинчатый перлит и феррит;
- для сталей со средним содержанием углерода ($C = 0,35...0,55\%$) – пластинчатый перлит и феррит в виде сетки или некрупных зерен;
- для высокоуглеродистых конструкционных ($C > 0,55\%$) и инструментальных сталей – зернистый перлит;
- обрабатываемость чугуна можно улучшить графитизирующим или сфероидизирующим отжигом, исключаяющим появление сетки карбидов и обеспечивающим округлую форму зерен;
- для сплавов на хромоникелевой основе рекомендуется использовать двойную закалку с последующим высокотемпературным старением.

Известно, что и структура материала, и его химический состав непосредственно влияют на его механические свойства. Поэтому в общем случае можно считать, что существует опосредствованная связь между обрабатываемостью и механическими свойствами металлов, поскольку они связаны с основными факторами, определяющими интенсивность изнашивания.

ния режущих инструментов, а именно – с истирающей способностью обрабатываемого материала и температурой резания, возникающей при снятии стружки.

Не смотря на это, на практике часто пользуются следующими приближенными зависимостями между коэффициентом обрабатываемости и механическими свойствами метал-

лов: $K_m = K_o = \left(\frac{750}{R_m}\right)^{n_v}$ – для конструкционных сталей; $K_m = K_o = \left(\frac{180}{HB}\right)^{n_v}$ – для серых чу-

гунов; $K_m = K_o = \left(\frac{150}{HB}\right)^{n_v}$ – для ковких чугунов, где n_v – показатель, характеризующий интенсивность влияния предела прочности или твердости на коэффициент обрабатываемости или на $V_{60\text{исп}}$.

13.3.3. Применение смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС)

Технологическая среда в виде жидкости, струи газа или твердой смазки, подаваемая в зону резания, снижает температуру в этой зоне, силы трения на площадках контакта, расклинивает микротрещины, охрупчивая металл в зоне пластической деформации и т.д. Правильно подбирая состав технологической среды, можно резко снизить интенсивность изнашивания и улучшить качество обработанной поверхности. Детальные сведения о механизмах действия СОТС и рекомендации по их выбору в зависимости от обрабатываемого материала и условий обработки приведены ранее в разд. 11.

К этой же категории следует отнести обработку резанием с низкотемпературным охлаждением заготовки или инструмента жидкими или газообразными средами с температурой значительно ниже нуля градусов. Это может быть воздушно-эмульсионная смесь ($-12\text{ }^{\circ}\text{C}$), воздух ($-10\text{ }^{\circ}\text{C}$), жидкий азот ($-196\text{ }^{\circ}\text{C}$). Повышение обрабатываемости является результатом отвода тепла из зоны резания и изменения механических свойств металла при низких температурах – повышения его хрупкости, снижения пластичности. Это позволяет снизить температуру резания на $20\text{--}100\text{ }^{\circ}\text{C}$ и существенно повысить стойкость режущего инструмента (в 2–6 раз). Наиболее эффективно внутреннее охлаждение инструмента [7].

13.3.4. Введение в зону резания дополнительной энергии

13.3.4.1. Резание с предварительным подогревом обрабатываемого металла

Одним из эффективных методов улучшения обрабатываемости резанием именно труднообрабатываемых металлов является их предварительный подогрев. В результате нагрева изменяются физико-механические свойства обрабатываемого металла: уменьшаются предел прочности и предел текучести, повышаются пластические свойства, ударная вязкость [5, 19] и как следствие – происходит уменьшение сил и работы резания, увеличение периода стойкости инструмента. Существуют следующие ограничения относительно температуры нагрева:

- резание с подогревом дает положительный эффект только в тех случаях, когда разупрочнение обрабатываемого материала превалирует над разупрочнением рабочих поверхностей инструмента в процессе резания;
- вследствие нагревания увеличивается диффузионное изнашивание инструмента.

Резание с нагревом удаляемого слоя заготовки может осуществляться как по схеме последовательных воздействий теплового и механического, так и по схеме параллельных воздействий обоих факторов. В первом случае предварительно нагревается или вся заготовка (в печах или путем использования тепла предыдущей операции: отливки, прокатки, штамповки, наплавки износостойкого слоя металла) или только поверхностный слой заготовки (применяют индукционный нагрев токами высокой частоты, инфракрасное излучение, электродуговой нагрев, воздействие струи плазмы или луча лазера).

Во втором случае параллельно с процессом резания через зону резания пропускают электрический ток, в результате чего происходит разогрев зоны контакта стружки с передней поверхностью инструмента (рис. 13.5 *а, б*), или срезаемого слоя непосредственно перед режущим инструментом (рис. 13.5 *в*).

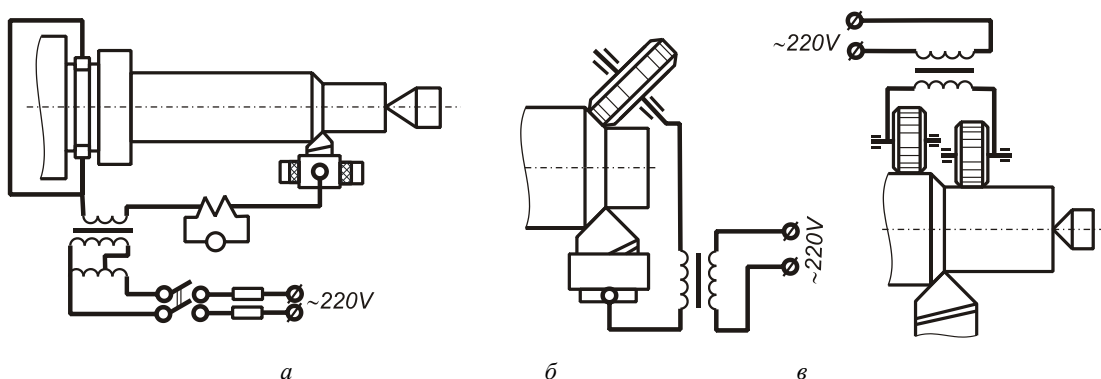


Рисунок 13.5 – Схемы обработки с электроконтактным подогревом зоны резания

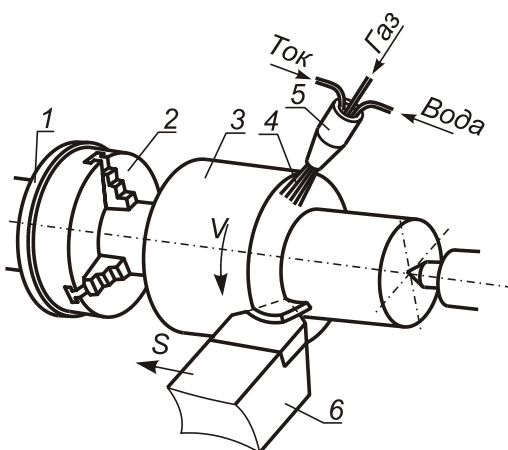


Рисунок 13.6 – Схема обработки с плазменным нагревом срезаемого слоя [19]

инструмента *б* на материал срезаемого слоя заготовки *з*.

В целом применение метода предварительного подогрева позволяет увеличить стойкость инструмента в 4–40 раз, улучшить качество обработанной поверхности.

Положительный результат применения метода подогрева имеет место при обработке нержавеющей, жаропрочных сталей, титановых сплавов, специальных чугунов при сравнительно невысоких скоростях резания и при больших сечениях срезаемого слоя [5]. Чем выше скорость резания, тем меньше оптимальная температура подогрева (меньше сила тока). Так, при фрезеровании стали 1Х18Н9Т при $V = 375$ м/мин – $\theta_{\text{под.опт}}^\circ = 230$ °С, при $V = 190$ м/мин – $\theta_{\text{под.опт}}^\circ = 500$ °С.

В последние годы широкое распространение получает резание с плазменным нагревом (рис. 13.6) [19]. Его преимуществами является возможность согласованного воздействия струи плазмы *4* плазмотрона *5* и режущего

13.3.4.2. Введение в зону резания дополнительных вынужденных колебаний (вибрационное резание)

Вибрационное резание заключается в том, что в обычно принятую кинематическую схему обработки на данной операции привносится дополнительная механическая энергия колебательного движения инструмента или (реже) заготовки (рис. 13.7). Стабильное вибрационное резание может происходить с частотой, близкой к частоте собственных колебаний станка – (обычно 200...1000 Гц) или инструмента (обычно 1...10 кГц). Практически применяются 2 вида этого процесса [20]:

- 1) обработка с наложением колебаний низкой частоты (до 200 Гц), целью которого является измельчение стружки;
- 2) обработка с наложением колебаний малой амплитуды ($A = 5...10$ мкм) и ультразвуковой частоты ($f = 15...50$ кГц), которые часто влияют на физический механизм резания и приводят к улучшению обрабатываемости.

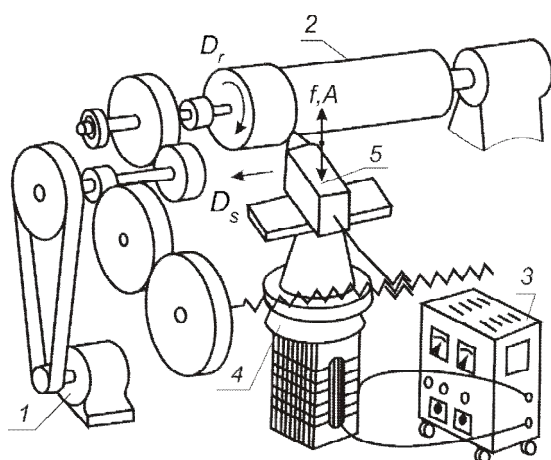


Рисунок 13.7 – Схема точения с наложенными тангенциальными колебаниями инструмента [22]:
1 – двигатель; 2 – заготовка; 3 – УЗ генератор;
4 – магнитостриктор; 5 – резец

Вообще можно говорить как о положительном, так и отрицательном влиянии колебаний на процесс резания. С одной стороны – автоколебания станка приводят к быстрому изнашиванию инструмента, повышению шероховатости и волнистости поверхности, ухудшению точности. С другой – становится возможным повысить производительность очень сложных видов обработки труднообрабатываемых материалов – сверления, рассверливания, нарезания глухой резьбы малого диаметра и др.

При вибрационном резании значительно повышается эффективность применения СОТС, что объясняется интенсификацией капиллярного эффекта и лучшим проникновением СОТС в зону резания

Направление колебаний может совпадать с одним из движений резания, или быть составным – путем сложения колебаний в двух направлениях.

Колебание режущей части в направлении вектора V (тангенциальные колебания, см. рис. 13.7) служат причиной изменения скорости резания. С точки зрения стабильности отделения стружки важно соблюдать соотношение между скоростью резания и скоростью синусоидальных колебаний $V < 2\pi Af$.

В случае возбуждения искусственных колебаний малой амплитуды $A = 1...10$ мкм уменьшается нарост через проникновения в зону контакта внешней среды, снижается степень деформации стружки и упрочнение поверхности, уменьшаются значения составляющих силы резания, изменяется монотонный характер разделения материала и условия трения на прирезочной стороне стружки. Полученные физические эффекты приводят, прежде всего, к увеличению периода стойкости инструмента, улучшению качества поверхности, снижению мощности резания и росту динамической стабильности системы СПИЗ [22].

На рис. 13.8 показано устройство для вибрационного сверления, в котором сверлу сообщаются тангенциальные колебания с помощью магнитострикционного возбуждателя.

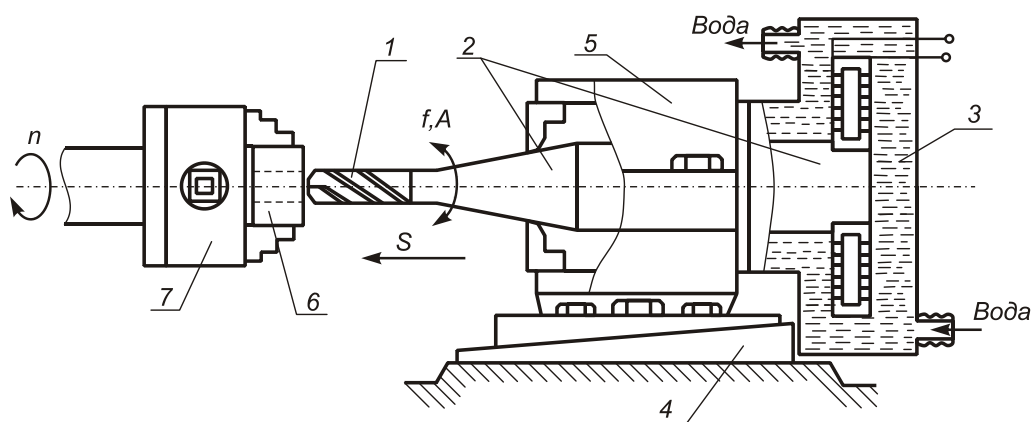


Рисунок 13.8 – Схема вибрационного сверления отверстия малого диаметра [22]

При тангенциальных колебаниях стойкость твердосплавного инструмента возрастает в 1,8–2 раза, а быстрорежущего – снижается во всем диапазоне амплитуд. Силы резания и коэффициент трения снижаются тем сильнее, чем меньше скорость резания.

Колебания, наложенные на движение подачи, благодаря периодическому уменьшению толщины стружки способствуют лучшему стружколоманию. Эффект измельчения стружки достигается при точении, когда частота вынужденных осевых колебаний составляет 5...10% частоты оборотов заготовки [7, 21].

Наложение колебаний в нормальном (к обработанной поверхности) направлении служит причиной изменения глубины резания и приводит к увеличению волнистости поверхности, поэтому практически не применяется.

Исследованиями доказана эффективность использования ультразвуковых колебаний при обработке прочных и вязких материалов, предрасположенных к наростообразованию. Например, наложение колебаний амплитудой 3,5 мкм, $f = 18...44$ кГц при нарезании резьбы М1...М10 делает возможной обработку жаростойких сталей, сплавов титана и меди, приводит к уменьшению силы резания и момента резания на 25...30%, повышению периода стойкости инструмента. При шлифовании с использованием эмульсии – применение колебаний предотвращает залипание стружки.

13.3.4.3. Резание с опережающим пластическим деформированием (ОПД)

В этом способе часть работы пластической деформации по превращению срезаемого слоя в стружку возлагается на дополнительное устройство: ролик, выравниватель протяжки и т.п. Следовательно, режущим инструментом совершается не вся работа пластической деформации, а только ее часть. Кроме того, предварительная пластическая обработка исчерпывает запас пластичности материала и изменяет его физические и механические свойства. Это обеспечивает снижение силы и температуры резания, а, следовательно, повышает стойкость инструмента, производительность обработки и качество поверхности.

Как правило, пластическое воздействие может происходить или по поверхности резания (рис. 13.9 *а*), или по обрабатываемой поверхности (рис. 13.9 *б, в*).

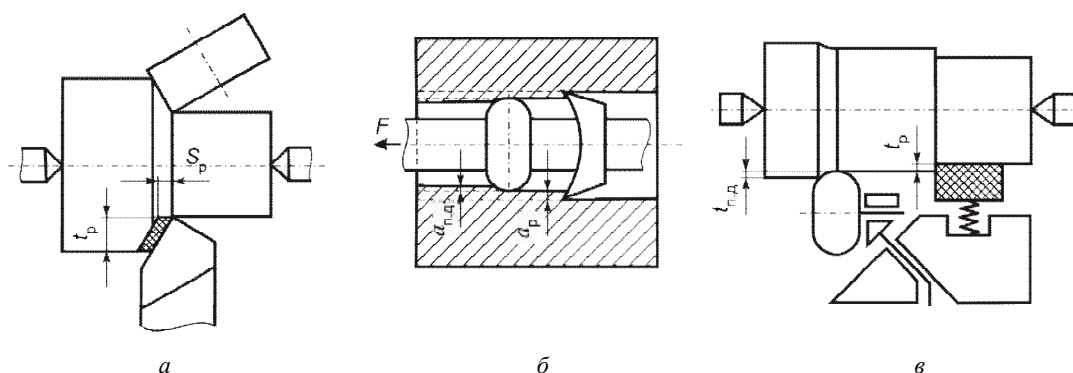


Рисунок 13.9. Примеры применения ОПД для операций точения (*а*), протягивания (*б*) и шлифования (*в*)

Применение ОПД особенно рекомендуется, когда обрабатываемый материал имеет низкий предел пластичности на растяжение, например, коррозионнотойкая сталь 1Х18Н9Т, которая, имея аустенитную структуру, показывает высокую склонность к упрочнению после обработки. В большинстве случаев ОПД применяется для улучшения обрабатываемости резанием высокопрочных материалов.

13.3.5. Сверхскоростное резание

Известно, что с увеличением скорости обработки до V_a (рис. 13.10) температура резания достигает значения критической температуры $\theta_{кр}$, при которой дальнейший процесс срезания стружки становится невозможным из-за температурного разупрочнения режущего лезвия. К. Заломон (K. Zalomon) [23] выдвинул гипотезу, согласно которой при дальнейшем увеличении скорости резания температурная кривая, достигнув некоторого максимального значения, начнет убывать, и при достижении скорости V_b температуры при резании вновь станут ниже критических значений, а обработка вновь станет возможной. Физической предпосылкой этой гипотезы были результаты механических испытаний процесса разрушения образцов с высокими скоростями деформации. Образцы из пластичной стали при нагружении со скоростями более 50 м/с разрушались хрупко, без следов пластической деформации. Таким образом, было установлено, что понятия «хрупкость» и «пластичность» – условные, и чем выше скорость деформации, тем больше пластичный материал приближается по свойствам к хрупкому. Ис-

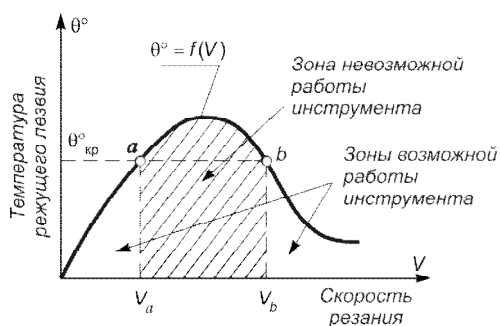


Рисунок 13.10 – Температурная кривая К. Заломена [23]

ходя из этого, К. Заломон считал, что если основным источником теплообразования при резании является работа, затрачиваемая на пластическую деформацию срезаемого слоя при превращении его в стружку, то с увеличением скорости резания обрабатываемый материал становится как бы «хрупким», и количество выделенного тепла при стружкообразовании будет уменьшаться.

Высказанная гипотеза до сих пор не подтверждена практикой, что не случайно. Известно, что работа, затрачиваемая на образование и удаление стружки за время τ , почти полностью переходит в тепло Q и определяется зависимостью $Q = P_z V \tau$.

Установлено, что значение силы резания с увеличением скорости уменьшается, и, достигнув определенного уровня, практически не изменяется. Однако на очень высоких скоростях наблюдается ее увеличение, связанное с ростом инерционных сил из-за изменения направления и ускорения движения стружки (рис. 13.11) [24].

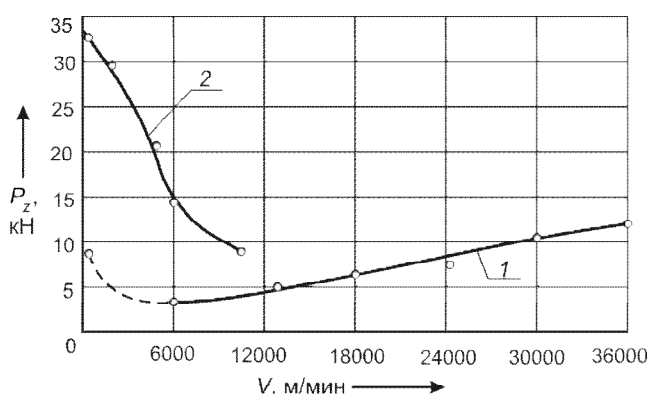


Рисунок 13.11 – Влияние скорости на силу резания:
1 – при обработке алюминия; 2 – стали 45 [2, 24]

Таким образом, зависимость $P_z = f(V)$ позволяет однозначно утверждать, что увеличение скорости резания в области ее высоких значений приводит к росту общего количества тепла, выделившегося при снятии стружки. Следует, однако, отметить, что при этом одновременно увеличивается доля тепла, остающегося в стружке из-за инерционности тепловых потоков. Это должно было бы снижать температуру резания, если бы не было достаточно

мощных источников тепла от трения на передней и задней поверхностях (см. рис. 5.1, 5.2). Поэтому, несмотря на снижение относительной доли тепла, переходящего в режущий инструмент из зоны деформации, общее его количество, поступающее из всех зон теплообразования, увеличивается. Это неизбежно приводит к монотонному росту температуры, вплоть до появления тонкого расплавленного слоя обрабатываемого материала на контактных поверхностях [2]. До сих пор ни в одной из работ, в которых приведены результаты измерений температур резания, не отмечено их снижение с повышением скорости резания.

Необходимо отметить, что если температура плавления обрабатываемого материала находится ниже, чем температура теплостойкости инструментального материала, то ограничение по скорости резания снимается. Примером этого может служить опыт обработки алюминиевых сплавов и некоторых видов пластмасс. В данном случае скорость будет ограничиваться только возможностью оборудования и требованиями техники безопасности. В противном случае ограничение на повышения скорости резания всегда будет определяться уровнем теплостойкости инструментального материала или – в условиях динамических колебаний – уровнем его прочностных свойств.

И все же высокоскоростная обработка (ВСО), а в зарубежных источниках HSM или UHSM) в последние годы является одним из эффективных направлений развития технологии обработки деталей.

Под термином «ВСО» понимают сочетание всех технических средств, способных под-
нять скорость обработки при резании выше общепринятого предела. Например, увеличение скорости резания при фрезеровании: стали с 250 м/мин до 750 м/мин; алюминия с 250 м/мин до 2500 м/мин; и никелевого сплава с 20 м/мин до 50–100 м/мин – уже является переходом в область ВСО.

В европейских нормах определено, что ВСО (HSM) – это та, которая ведется на скоростях больше 1000 м/мин. Интервал скоростей 500–1000 м/мин есть переходным между стандартной и скоростной обработкой. На рис. 13.12 определены интервалы HSM и ультра скоростной обработки (UHSM) для различных способов резания.

В настоящее время созданы оборудование и инструмент, которые позволяют производить ВСО при фрезеровании, сверлении, точении, нарезании резьбы. По-видимому, тенденция увеличения скоростей обработки будет затрагивать и другие виды резания.

В отличие от резания с традиционными скоростями сверхскоростная обработка характеризуется рядом особенностей.

Стружкообразование. Исследованиями установлено, что с повышением скорости резания в широком диапазоне изменяются вид и механизмы образования стружки [25, 26]. Например, при резании стали AISI 4340 (HB320) при низких скоростях (до 15 м/мин) образуется элементная стружка (рис. 13.13 а), которая в диапазоне скоростей от 30 до 60 м/мин переходит в сливную (рис. 13.13 б).

С увеличением скорости от 125 м/мин и выше образуется циклическая стружка (рис. 13.13 в), которая состоит из двух зон: зоны очень высокой деформации (между сегментами) и зоны относительно низкой деформации (внутри сегментов).

При скоростях резания от 250 м/мин и более образуется стружка локального сдвига (рис. 13.13 г). Эта стружка характеризуется сужением зоны высоких деформаций. Причем чем выше скорость резания, тем уже зона локализации деформации, тем меньше размеры зоны, соединяющей сегменты стружки между собой.

При скоростях 1000 м/мин и выше (рис. 13.13 д) происходит полное отделение этих сегментов друг от друга – наступает катастрофический сдвиг. Скорости резания, соответствующие образованию отмеченных видов стружек, зависят от свойств обрабатываемого материала. Чем меньше твердость, тем больше значение скоростей, приводящих к изменению вида стружки. Изменение условий стружкообразования вносит дополнительные пульсации в динамическую систему резания, что является источником самовозбуждающихся колебаний.

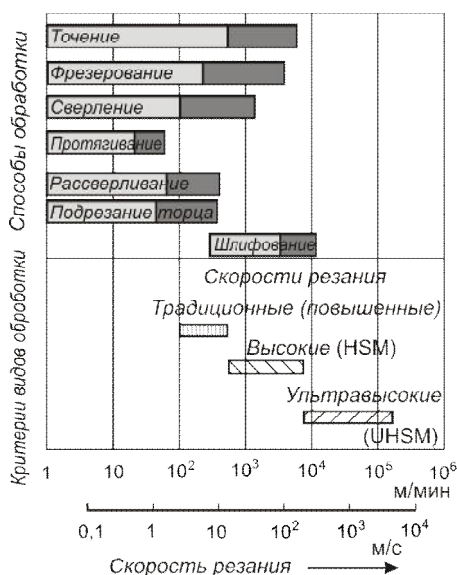


Рисунок 13.12 – Рекомендуемые интервалы скоростей для ВСО

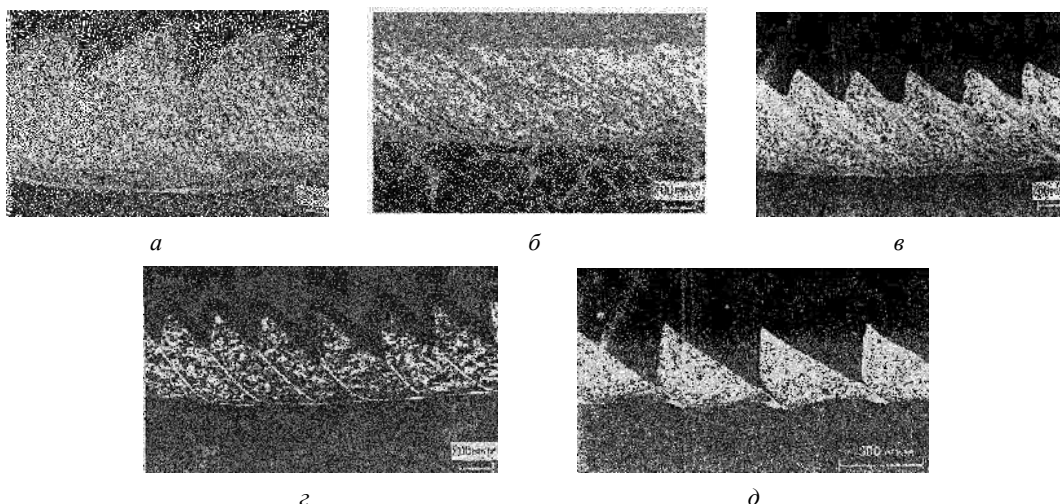


Рисунок 13.13 – Влияние скорости резания на вид стружки при точении стали AISI4340 (HB320) минералокерамическим инструментом ($Al_2O_3 + TiC$) [25]:

а – элементная стружка; *б* – сливная стружка; циклическая стружка; *г* – стружка локального сдвига; *д* – стружка катастрофического сдвига

Условия обработки. Так как ВСО ставит задачу обеспечения высокого качества обработанной поверхности, то особое внимание следует уделять выбору режимов резания особенно с точки зрения определения зон, в которых отсутствуют вибрации (рис. 13.14). Задача определения зон отсутствия вибраций стоит практически для каждой системы СПИЗ. В связи с отсутствием отработанных рекомендаций поиск производят непосредственно на станке экспериментальным путем. В настоящее время разработано программное обеспечение [27], с помощью которого можно рассчитать оптимальную частоту вращения шпинделя при фрезеровании, прослушивая его вибрацию непосредственно через микрофон, подключенный к ПК. Используя такое программное обеспечение в сочетании с тестовыми проверками режимов резания, можно получить оптимальное их сочетание для каждого конкретного случая обработки.

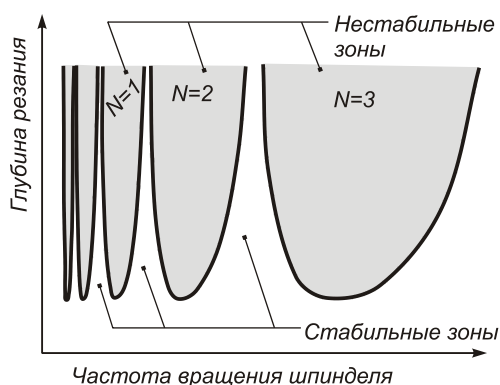


Рисунок 13.14 – Зоны вибраций при ВСО в зависимости от глубины и скорости резания

Выбор инструментального материала [7]. Для обработки стали рекомендуется циркониевая керамика и КНБ. Для серого чугуна в интервале скоростей $V = 750 \dots 1250$ м/мин можно применять твердосплавные пластинки и керметы, а если $V \leq 4500$ м/мин – керамику на основе Si_3N_4 и КНБ.

Сплавы легких металлов на основе Al–Si, обработка которых при ВСО является довольно сложной, проводится пластинками группы К с покрытиями (преимущественно для сплавов Al–Si с 10...20% Si)

Для черновой обработки специальных высоколегированных сплавов, сплавов на основе Ni или Ti применяется керамика, укрепленная SiC. Таким способом удалось увеличить скорость резания для сплава на основе Ni с 30 до 180 м/мин. Предусматривается, что большее употребление керамики сделает возможным достижение скорости выше 600 м/мин.

Для тонкой обработки оптимальным вариантом является применение специальных мелкозернистых твердосплавных пластинок с однослойным (TiN) или многослойным покрытием, а также оксидно-карбидной керамики ($Al_2O_3 + TiC$).

Наиболее эффективным направлением реализации ВСО является все же операция фрезерования, т.к. именно этим способом наиболее просто можно достичь сверхвысоких скоростей. Высокоскоростное фрезерование эффективно используется в аэрокосмической отрасли при обработке алюминия и его сплавов; в авиа- и двигателестроении при обработке моноколес центробежного компрессора из титановых сплавов; в инструментальном производстве при изготовлении пресс-форм и штампов из закаленной инструментальной стали, а также сложных по форме электродов из меди и графита для электроэрозионной обработки.

Особого внимания при ВСО требует выбор станков с необходимыми технологическими возможностями. Так, при обработке алюминиевых деталей с объемной производительностью $Q_V = 3300 \text{ см}^3/\text{мин}$ необходимо применять станок мощностью $N_{э.д} = 55 \text{ кВт}$ с частотой оборотов шпинделя до 20000 об/мин. Аналогичные результаты по мощности достигнуты для обработки сплавов титана: $Q_V = 165 \text{ см}^3/\text{мин}$, $N_{э.д} = 95 \text{ кВт}$, $n = 833 \text{ об/мин}$. Эффективная обработка серых чугунов и силуминов в двигателестроении нуждается в мощности станка 150...350 кВт, чтобы достичь $Q_V = 16000 \text{ см}^3/\text{мин}$ [28].

Очевидно, что для этой цели также нужны специально спроектированные инструменты, САМ-системы для расчета траекторий движения, системы CNC для управления движением инструмента как на ускоренных минутных подачах, так и при микроперемещениях, а также устройства для эффективного удаления стружки.

Вопросы для самопроверки

1. Назовите основные характеристики обрабатываемости металлов резанием. Как они определяются?
2. Какие характеристики физико-механических свойств обрабатываемых материалов в первую очередь влияют на обрабатываемость их резанием?
3. В чем заключается суть улучшения обрабатываемости металлов резанием с помощью металлургических методов и термической обработки?
4. Как влияет СОТС на процесс резания?
5. Почему при применении метода предварительного подогрева обрабатываемого материала улучшается его обрабатываемость резанием?
6. Как влияет на процесс резания наложение на инструмент дополнительных вынужденных колебаний?
7. Почему предварительное пластическое деформирование улучшает обрабатываемость труднообрабатываемых материалов?

8. Какое резание считается сверхскоростным?
9. Как изменяется процесс стружкообразования и какие основные проблемы характерны для сверхскоростного резания?

Список литературы к разделу 13

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
2. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах : учебник / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Мн. : Выш. шк., 1990. – 512 с.
3. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов / под ред. Н.И. Резникова. – М. : Машиностроение, 1972. – 198 с.
4. Силин С.С. Метод подобия при резании металлов / С.С. Силин. – М. : Машиностроение, 1979. – 152 с.
5. Розенберг Ю.А. Резание материалов : учебник для студ. техн. вузов / Ю.А. Розенберг. – Курган : ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с.
6. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М. : Машиностроение, 1976. – 278 с.
7. Wit Grzesik Podstawy skrawania materiałów metalowych. – Warszawa : Wydawnictwa Naukowo-Techniczne, 1998. – 382 arc.
8. Трент Е.М. Резание металлов / Е.М. Трент ; пер. с англ. Г.И. Айзенштока. – М. : Машиностроение, 1980. – 263 с.
9. Сверхтвердые материалы. Получение и применение : монография : в 6 т. / под общей ред. Н.В. Новикова. – Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – К. : ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – 316 с.
10. Wiest P. Considerations relatives aux procédés a vitesse de coupe croissantes pour apprécier l'usinabilité / P. Wiest // Rev. métallurgie. – 1962. – Vol. 59. – №1. – P. 65–69.
11. Кабалдин Ю.Г. Расчет износа режущего инструмента на основе структурно-энергетического подхода к его прочности / Ю.Г. Кабалдин, Б.И. Молокалов, В.В. Высоцкий // Вестник машиностроения. – 1993. – №9. – С.33–36.
12. А. с. 614892 СССР. Способ определения оптимальной скорости резания / А.А. Виноградов (СССР). – Опубл. 1978. – Бюл. №26. – 4 с. : ил.
13. А. с. 841799 СССР. Способ определения оптимальной скорости резания / А.И.Хватов, А.И. Танашин, В.В. Никулин (СССР). – Опубл. 1981. – Бюл. №24. – 4 с. : ил.
14. Резание металлов и технологическая точность в машиностроении : Ч. 1 / под ред. Ю.А. Розенберга, В.П. Пономарева. – Курган : Кург. машиностр. ин-т, 1968. – 235 с.
15. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания, изнашивания и разрушения инструмента / Н.В. Талантов. – М. : Машиностроение, 1992. – 240 с.
16. Гольдштейн Я.Е. Конструкционные стали повышенной обрабатываемости / Я.Е. Гольдштейн, Л.Я. Заславский. – М. : Металлургия, 1979. – 249 с.
17. Развитие науки о резании металлов / [Бобров В.Ф., Грановский Г.И., Зорев Н.Н. и др.] ; под. ред. Н.Н. Зорева. – М. : Машиностроение, 1967. – 416 с.

18. Деклараційний патент C23C28/00 Україна. Багатошарові воденьмісткі покриття для металорізального інструменту / Я.М. Гладкий, О.М. Маковкін, А.А. Бурлаков ; заявник і патентовласник Хмельницький націон. ун-т . – Опубл. 2004 р. – 4 с. : іл.
19. Обработка металлов резанием с плазменным нагревом / А.Н. Резников, М.А. Шатерин, В.С. Кунин, Л.А. Резников ; под общ. ред. А.Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1986. – 232 с.
20. Подураев В.Н. Автоматически регулируемые и комбинируемые процессы резания / В.Н. Подураев. – М. : Машиностроение, 1977. – 304 с.
21. Инструмент для станков с ЧПУ, многоцелевых станков и ГПС / [И.Л. Фадюшин, Я.А. Музыкант, А.И. Мещеряков и др.]. – М. : Машиностроение, 1990. – 272 с.
22. Кумабэ Д. Вибрационное резание / Д. Кумабэ ; пер. с яп. С.Л. Масленникова ; под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. – М. : Машиностроение, 1985. – 424 с.
23. Проблеми ефективного внедрения процессов высокоскоростного резания / Внуков Ю.Н., Павлюченко И.Н., Папашев К.О., Саржинская А.Г. // Сучасні технології у машинобудуванні : збірник наукових статей. – Харків : НТУ «ХПІ», 2008. – Т. 1. – С. 43–56.
24. Kronenberg M. Gedanken zur Theorie und Praxis der Ultra-Schnellzerspannung / M. Kronenberg // Tech. Zbl. prakt. Metallbearb. – 1961. – Bd. 55. – №8. – S. 443–446.
25. Катастрофический нестабильный сдвиг при высокоскоростном резании стали AISI4340 / [А. Командури, Т. Шредер, И. Хезра и др.] // Труды Американского общества инженеров-механиков: сер. Б. Конструирование и технология машиностроения. – 1982. – Т. 104. – №2. – С. 149–160.
26. Командури А. Обзор программы исследования перспективных процессов механической обработки. Управление перспективного планирования НИР военного применения / А. Командури, Д. Флот, М. Ли // Труды Американского общества инженеров-механиков: сер. Б. Конструирование и технология машиностроения. – 1985. – №4. – С. 159–180.
27. Потапов В.А. Проблемы вибраций при высокоскоростном фрезеровании алюминия в авиакосмической промышленности и способы их решения [Электронный ресурс] : по материалам журнала Modern Machine Shop. – 2001. – №1. – С. 23–48 / В.А. Потапов – Режим доступа : http://www.instr-stan.com/instrument/stati/stati_56.html.
28. Schulz H. High-speed machining / H. Schulz, T. Moriwaki // Annal CIRP. – 1992. – Vol. 41/2. – P. 637–642.

Раздел 14

ПРОЦЕССЫ МИКРО- И НАНОРЕЗАНИЯ

14.1. Основные понятия и определения

Исторически сложилось так, что человечество, развиваясь и познавая окружающую природу, часто обращало свои взоры на предметы и явления макромира. В настоящее время, характеризующееся бурным развитием инструментов познания, методов и средств моделирования, информационных технологий, ученые, работники различных отраслей производства, медицины, сельского хозяйства, бизнесмены, финансисты и др. огромное внимание уделяют изучению объектов, различных явлений и эффектов в нанометрической области (до 100 нм). Речь идет о возможном практическом использовании нанотехнологий, являющихся междисциплинарным направлением науки, в комплексе охватывающем различные разделы физики, механики, химии, биологии, электроники и т.д. [1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8]. Среди многих слов с приставкой «нано», ставших уже привычными (нанонаука, наномедицина, наноробот, нанотрубка, нанообъект...), появилось и понятие «нанорезание». Рассмотрим основные понятия и определения, относящиеся к нанометрическому диапазону.

Первая часть сложных слов «нано» происходит от греческого NANOS – карлик, в метрологии нанометр соответствует миллиардной доле метра: 1 нанометр равен 10^{-9} м. Приставка **нано** используется в значении «*относящийся к нанодиапазону*» или «*относящийся к нанотехнологиям*».

Микро происходит от греческого слова МИКРОС – малый, означающий малость (в противоположность *макро*) чего-либо (микроклимат, микроорганизм, микропроцессор, микрорайон, микроскоп, микромир и др.). Один микрометр соответствует одной миллионной (10^{-6}) части исходной единицы измерения – метра. Обе части **нано** и **микро** идентифицируют характеристические геометрические размеры изучаемых объектов.

Нанообъект – материальный объект, геометрические параметры которого хотя бы в одном направлении не превышают 100 нанометров, благодаря чему он приобретает, как правило, принципиально новые свойства: наночастица, нанопора, нанопластина, нанослой, нанокристалл и др.

Нанодиапазон – это интервал пространственной шкалы 0,1–100 нм, в котором реализуются основные взаимодействия нанообъектов.

Нанокристалл – единица наноструктуры, наименьшее количество вещества в кристаллической форме.

Нанокластеры (*атомные кластеры*) – структуры размером до 10 нм, состоящие из небольшого числа атомов.

Наноструктура – два или более нанокристалла, соединенные между собой силами Ван-дер-Ваальса.

Наносистема – материальный объект в виде упорядоченных или самоупорядоченных, связанных между собой элементов с нанометрическими характеристическими размерами, объединение которых предопределяет возникновение у объекта принципиально новых свойств, явлений, эффектов и процессов, связанных с проявлением наномасштабного фактора.

Наноматериал – вещества или их композиции, представляющие собой искусственно или естественно упорядоченную или не упорядоченную систему базовых элементов с нанометрическими характеристическими размерами и особым проявлением физико-химического

взаимодействия, обеспечивающих возникновение и проявление ранее не известных механических, физических, химических и других свойств, определяемых наномасштабным фактором.

Главными причинами появления таких свойств при переходе к наноразмерным системам является изменение доли вклада в различные процессы поверхностных атомов частицы по отношению ко всему объекту, усиление в условиях наноконфигураций роли различных видов размерных эффектов из-за значительной площади границ раздела.

Нанонаука – система знаний, основанная на описании, объяснении и предсказании свойств как материальных объектов с нанометрическими характеристическими размерами, так и систем более высокого размерного уровня (упорядоченных или самоупорядоченных) на основе наноразмерных элементов.

Нанотехнология – совокупность методов и способов синтеза, сборки, структуро- и формообразования, нанесения, удаления и модифицирования материалов, включая систему знаний, навыков, умений, аппаратное, метрологическое, информационное обеспечение процессов и технологических операций, направленных на создание материалов и систем с новыми свойствами, обусловленными проявлением наномасштабных факторов. Нанотехнологию определяют еще как «науку и технологию, где измерения и отклонения (допуски), находящиеся в диапазоне от 0,1 до 100 нм, играют важнейшую роль».

Элементарными объектами нанотехнологии (наномасштабными, наноразмерными элементами), позволяющими искусственно конструировать функциональные материалы с заранее заданными свойствами и структурой, являются атомы, молекулы, атомные кластеры и частицы, нанопорошки, нанослойные покрытия, нанотрубки и фуллерены, квантовые ямы, проволоки, точки и др. В частности, наночастицами принято называть образования из связанных атомов или молекул с размерами меньшими 100 нм (рис. 14.1).

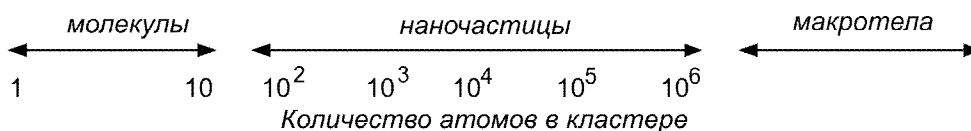


Рисунок 14.1 – Количество атомов в кластере и различие между молекулой, наночастицей и макротелом [1]

В зависимости от предельно достижимой точности, которая обеспечивается рассматриваемыми процессами резания, их можно разделить на традиционные (конвенциональные) (с размерами элементов от 100 до 5 мкм), прецизионные (от 10 до 0,5 мкм), ультрапрецизионные (до 0,001 мкм). Следующий диапазон для микро – и нанорезания приближается к предельным теоретическим значениям, *ограничением которых являются размеры молекул или атомов вещества* (0,2–0,3 нм).

Понятие **микрообработка** предполагает реализацию различных процессов разделения материала резанием или его модификации в микрометрическом диапазоне (от 1 до 999 мкм), слишком малом для обработки традиционным резанием.

Нанообработка ориентирована на новейшие технологии, которые базируются на изменении структуры молекул или материалов в нанометрическом диапазоне.

В процессах микро- и нанобработки реальное удаление (съем) материала иногда ограничивается приповерхностным слоем, толщина которого может составлять всего лишь несколько атомов или атомных слоев.

Из этого следует, что *нанорезание относится к диапазону точности, верхней границей которого является нижняя граница микрорезания, а нижней – параметры кристаллической решетки вещества*. При этом измеряются в нанометрическом диапазоне параметры сечения срезаемого слоя, уровень качества поверхности (R_a до 5 нм) и учитываются размеры изделия (до 1 мкм). Все численные значения приведенных диапазонов являются достаточно условными, поэтому их необходимо воспринимать как ориентировочные.

14.2. Нанообъекты системы нанорезания и их размерный диапазон

В системах резания (см. разд. 8) принципиально важными являются свойства обрабатываемых и инструментальных материалов, геометрические параметры режущего лезвия, радиус округления режущей кромки (ρ), параметры срезаемого слоя, технологическая среда [9].

От традиционной (конвенциональной) системы резания микро- и наносистемы отличаются тем, что основными их составляющими являются нанообъекты, размеры которых (или их элементов) принято измерять в нанометрах в пределах до 100 нм. Речь идет, прежде всего, о конструкционных и инструментальных наноматериалах (наноструктурированных, наноструктурных, нанокристаллических, нанофазных). Эти материалы обладают качественно иными физическими, химическими, механическими, биологическими, функциональными и эксплуатационными характеристиками.

Полному содержанию понятия **наносистема резания** соответствует такая наносистема, у которой все ее составляющие могут быть отнесены к нанообъектам:

- наноструктурированный обрабатываемый материал;
- наноструктурированный инструментальный материал;
- наноразмерные геометрические параметры режущего лезвия (например, ρ);
- нанометрические параметры срезаемого слоя (например, a (рис. 14.2));
- технологическая среда, в т. ч. и содержащая твердые наночастицы (например, алмаза).

Такую систему нанорезания можно рассматривать как **идеальную систему первого уровня** (см. рис. 14.2) [10].

На практике такого сочетания нанообъектов в системе резания достигнуть достаточно сложно. В то же время значимыми могут являться и даже такие сочетания, когда в обычную систему резания входит хотя бы один или несколько нанообъектов.

Как **наносистемы резания второго уровня** можно рассматривать такие, которые содержат хоть и не полный, но все-таки преобладающий состав нанообъектов. При-

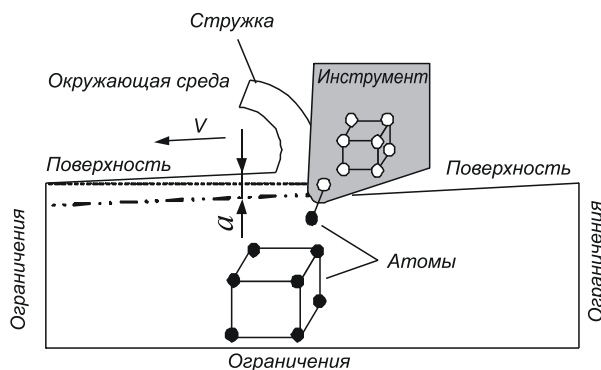


Рисунок 14.2 – Нанообъекты, взаимодействующие в системе нанорезания первого уровня [10]

мер наносистемы второго уровня: наноструктурированный обрабатываемый и инструментальный материал, нанометрические параметры срезаемого слоя, нанометрический размер инструмента – ρ , технологическая среда.

Наносистемами третьего уровня можно считать такие, в составе которых нанобъекты присутствуют, но не преобладают. Пример наносистемы третьего уровня: только наноструктурированный обрабатываемый материал или СОТС с нанометрическими добавками; наноструктурированное покрытие на режущем инструменте, остальные объекты системы – традиционные.

Эти и другие понятия с приставкой «нано» позволяют идентифицировать нанообъект по геометрическому параметру (толщина пленки, размер кластера, диаметр нанотрубки и т.д.). Но эту приставку нужно воспринимать как обобщенное отражение объектов исследования, прогнозируемых явлений, эффектов и способов их описания, а не только как характеристику протяженности базового структурного элемента.

Тем не менее, для наносистем резания принципиальное значение имеет именно *размерный диапазон параметров нанообъектов и их составляющих*. Так, например, при резании инструментом из монокристалла алмаза радиус округления нанолезвия составляет от 2 до 45 нм, а толщина срезаемого слоя – до 1 нм.

14.3. Способы получения наноструктурированных материалов

Наноматериалы – обрабатываемые, инструментальные, покрытия – как нанообъекты системы резания получают различными способами, которые можно отнести к двум группам – **способы диспергирования** (дробления) и **способы агрегатирования** (соединения). Все они лежат в основе получения наноструктурированных металлов, сплавов, порошков, полимеров, различных химических соединений, фуллерена, углеродных нанотрубок, компактных нанокристаллических материалов, нанокластеров, относящихся к нанообъектам системы нанорезания (табл. 14.1) [11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 18, 19].

Таблица 14.1 – Классификация по видам наноматериалов и методам их получения [11]

Виды наноматериалов	Методы получения
1	2
Ультрадисперсные порошки (УДП)	<p>1. Методы сборки частиц из отдельных атомов:</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ физические методы испарения материала с последующей конденсацией его паров ○ электрический взрыв проводников ○ методы плазмохимического синтеза ○ методы химического и электрохимического осаждения <p>2. Методы диспергирования материалов:</p> <ul style="list-style-type: none"> ○ механический размол в мельницах ○ разложение нестабильных соединений ○ компактирование ультрадисперсных порошков

1	2
Компактные нанокристаллические материалы	<ul style="list-style-type: none"> ○ осаждение УДП на подложку ○ кристаллизация аморфных сплавов ○ интенсивная пластическая деформация ○ получение молекулярных кластеров путем химических реакций в растворе или газовой фазе
Нанокластеры, нанокластерные структуры	<ul style="list-style-type: none"> ○ получение кластеров при конденсации в газовой фазе путем первоначального испарения ○ получение твердотельных кластеров в ходе твердотельных химических реакций или имплантации ионов ○ получение коллоидных кластеров путем нуклеации из растворов и расплавов или путем золь-гель превращения
Фуллерены	<ul style="list-style-type: none"> ○ дуговой метод получения фуллеренов «фуллереновая дуга» ○ пиролиз угля
Нанотрубки	<ul style="list-style-type: none"> ○ термическое распыление графитового электрода в плазме дугового разряда













Все это может быть атомно-молекулярной основой получения конструкционных наноматериалов, обработка резанием которых рассматривается в данном разделе.

Эти и другие способы получения наноматериалов обеспечивают достаточно широкий спектр их структуры (табл. 14.2, 14.3).

Таблица 14.2 – Классификация наноматериалов по геометрическому принципу [17]

Характеристика объекта	Мерность материала по наноскопическим измерениям	Мерность материала по макроскопическим измерениям	Примеры материалов
Все три размера меньше 100 нм	3-мерный	0-мерный	Атомные кластеры и частицы, фуллерены, нанопорошки, квантовые точки
Два размера меньше 100 нм	2-мерный	1-мерный	Нанотрубки, нановолокна, квантовые проволоки
Один размер меньше 100 нм	1-мерный	2-мерный	Нанослойные покрытия, квантовые ямы
Все три размера более 100 нм	0-мерный	3-мерный	Нанокристаллические покрытия, объемные материалы с размерами зерна нанометрового диапазона, нанокомпозиты

Таблица 14.3 – Классификация наноматериалов по форме и химическому составу [20]

Форма кристаллитов	Химический состав кристаллитов			
	Состав кристаллитов и границы раздела одинаковые	Состав кристаллитов различен	Состав кристаллитов различен	Кристаллиты диспергированы в матрице различного состава
Слоистая				
Волокнистая				
Равноосная				

14.4. Нанотехнологии в изготовлении режущих инструментов как нанобъектов системы резания

В табл. 14.4 и 14.5 приведены возможные варианты создания инструментов для наносистем резания путем использования тех или иных нанотехнологий [21, 22, 23, 24]. *Эти и другие нанотехнологии обеспечивают повышение прочности, твердости, теплопроводности, износостойкости режущих инструментов, увеличение скорости резания и производительности обработки, повышение точности и качества обработанной поверхности, а также экономии обрабатываемых материалов. Немаловажным является возможность минимизации и даже полного отказа от применения СОТС, в первую очередь, токсичных.*

Основу применяемых инструментальных материалов составляют тонкодисперсные твердые сплавы. Они подразделяются на группы в зависимости от размера твердых зерен: субмикронные (величина зерна карбидов 0,5–1,2 мкм), ультрадисперсные (0,2–0,5 мкм) и нанофазные (менее 0,2 мкм).

14.5. Основные свойства наноматериалов системы нанорезания

14.5.1. Факторы, предопределяющие особые свойства наноматериалов

В системе микро- и нанорезания особую роль играет такой нанобъект, как наноматериалы. Уникальность их свойств во многом определяет особенности рабочего процесса механической обработки. В свою очередь эти свойства зависят от целого ряда факторов [1, 2, 6, 7, 8, 13, 14, 16, 18, 19, 21, 22, 23].

Таблица 14.4 – Нанотехнологии в производстве лезвийных режущих инструментов как нанобъектов системы резания [23, 24]

№ п/п	Нанотехнологии	Нанобъект системы резания
1	Нанесение наноструктурированных покрытий	– монолитный быстрорежущий инструмент; – монолитный твердосплавный инструмент; – сборный и составной твердосплавный инструмент
2	Наномодификация поверхностного слоя	– монолитный быстрорежущий инструмент; – монолитный твердосплавный инструмент; – сборный и составной твердосплавный инструмент;
3	Компактирование нанодispersных порошков, производство инструмента из объемных наноструктурированных инструментальных материалов	– компаундированный быстрорежущий инструмент из нанодispersных порошков; – монолитный твердосплавный инструмент; – сборный и составной компаундированный из нанопорошка твердосплавный инструмент
4	Детонационные, плазмо-химические и др. технологии синтеза твердых и сверхтвердых материалов с наносвязками	– монолитный твердосплавный инструмент; – сборный и составной твердосплавный инструмент; – лезвийный инструмент из сверхтвердых материалов

Таблица 14.5 – Нанотехнологии в производстве абразивных и алмазно-абразивных инструментов как нанобъектов системы резания [24]

№ п/п	Нанотехнологии	Нанобъект системы резания
1	Производство из нанопорошков алмаза и др. сверхтвердых материалов алмазно-абразивного инструмента на синтетических связках	Алмазно-абразивный инструмент
2	Электрохимические технологии производства специальных абразивных нанопорошков	Абразивный инструмент со связанным абразивом
3	Детонационные, плазмохимические и др. технологии синтеза сверхтвердых материалов с наносвязками	Шлифовальные круги, в том числе отрезные и профильные на синтетических связках
4	Производство из нанопорошков сверхтвердых материалов инструментов на синтетических связках	Алмазно-абразивный инструмент на синтетических связках

К ним, прежде всего, относятся: нанометрические размеры кристаллитов, составляющих материал, и дискретный характер его атомно-молекулярной структуры. Одной из важных особенностей любой нанотехнологии является возможность манипулирования атомами и молекулами.

При переходе к нанобъектам существенно возрастает роль атомов, формирующих поверхностный слой (примерно 2–3 атомных слоя толщиной ≈ 1 нм). Для наноматериалов с размером зерна в 6 нм доля поверхностных атомов больше, чем объемная доля кристаллов: с уменьшением зерна до 1...2 нм объемная доля межзеренного вещества увеличивается от 0,3% до 90%.

При равных массах в объектах с меньшими размерами зерен площадь межзеренных границ существенно возрастает, проявляются квантовые закономерности поведения,

вследствие чего процессы самоупорядочения и самоорганизации начинают доминировать над искусственным упорядочением. Протекание разнообразных процессов в наносистемах может существенно ускоряться.

Размерный диапазон 0,1–100 нм, в котором идентифицируются нанобъекты как наночастицы, является своеобразной границей квантового и классического микромиров, что и определяет аномальный комплекс их физико-механических и химических свойств. Именно из-за проявления квантовых закономерностей свойства нанобъекта (упругие, демпфирующие, прочностные, тепловые, электрические, магнитные, диффузионные) могут сильно отличаться от свойств объемных макрообъектов из того же материала.

Причинами появления указанных свойств и особенностями их проявления в условиях наномира являются:

- изменение отношения вклада в различные процессы поверхностей частиц по отношению к объему при переходе к наноразмерным системам;
- энергетическая, полевая и «вещественная» неравновесность поверхности, охватывающая значительные объемы наночастиц;
- усиление роли различных видов размерных эффектов из-за значительной площади границ раздела в условиях наноконпозиций;
- проявление в условиях больших коллективов энергетически активных наночастиц нетрадиционных механизмов упорядочения, переноса энергии и заряда;
- малые характеристические размеры частиц и особый характер их упорядочения, обеспечивающие энергетическую и пространственную доступность транспорта заряда, энергии и конформационных изменений.

Принципиальной особенностью структурного состояния наноматериалов является существенное увеличение вклада поверхности на границах раздела (в сравнении с макроструктурой) в протекающие процессы, увеличение общей доли границ раздела и специфику их строения (наличие высокой плотности дефектов, коллективное поведение и взаимодействие зерен, соизмеримость размера наночастиц с «характерными размерами» различных физических нанопроцессов и проявление квантовых эффектов).

14.5.2. Свойства обрабатываемых наноматериалов

Характеристики наноматериалов существенно отличаются от таковых для макрообъектов. Это, прежде всего, относится к: пределу прочности и текучести, твердости, ударной вязкости, усталостной прочности, коэффициентам теплоемкости и теплового расширения, износостойкости, демпфирующей способности, магнитным свойствам и т.п. [4, 11, 13, 14, 15, 17, 18].

Если размеры наночастиц меньше критических, которые характеризуют многие физические явления, они могут обладать уникальными свойствами, не свойственными объемным телам из таких же веществ. Разные физические, химические, магнитные, оптические и др. свойства кластеров достигают значений, характерных для объемных материалов, при разных размерах кластера. Например, температура плавления золота нарастает по мере увеличения размера кластера и при 1000 атомов достигает значения, установленного для объемного золота. То же для меди происходит при размерах кластера около 100 атомов. Электропроводность, область прозрачности, магнетизм и некоторые другие свойства начинают зависеть от уменьшения размера частиц до 10–20 нм и менее.

Доля атомов, находящихся в приповерхностном слое (толщиной около 1 нм), растет с уменьшением размеров частиц вещества. Поэтому роль поверхностных атомов, обладающих свойствами, отличающимися от «внутренних», возрастает. В таких условиях вещество имеет:

- дискретную атомно-молекулярную структуру;
- множество поверхностей раздела;
- квантовые закономерности поведения;
- предпосылки к минимизации, снижению энергоемкости и материалоемкости;
- более высокий потенциал быстрогодействия, протекания разнообразных процессов; особый характер протекания процессов, передачи энергии, заряда и конформационных изменений, отличающихся низким энергопотреблением, высокой скоростью и носящих признаки кооперативного синергетического процесса;
- в тонком приповерхностном слое большую долю поверхностных атомов;
- размеры кристаллитов составляют до нескольких нанометров;
- доминирование над процессом искусственного упорядочения явлений самоупорядочения и самоорганизации, отражающих проявление эффектов матричного копирования и особенностей синтеза в условиях, далеких от равновесных.

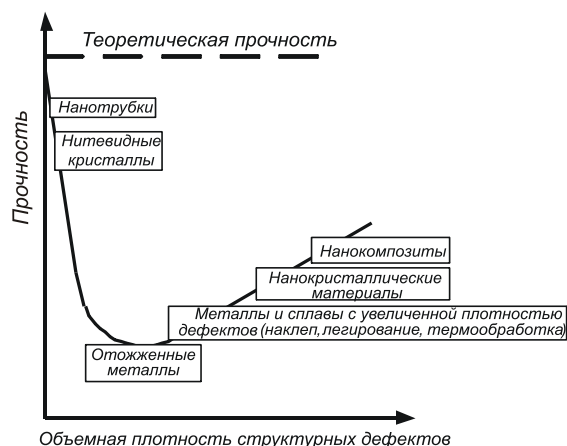


Рисунок 14.3 – Схематическая зависимость прочности от плотности атомарных дефектов в материале [4]

Показательны усредненные характеристики механических свойств ряда материалов в нанокристаллическом состоянии (табл. 14.6).

Существенно более высокая прочность пленок цветных металлов в нанометрическом диапазоне: никель (Ni) 2000 МПа, медь (Cu) – 1700 МПа, серебро (Ag) – 1200 МПа. Для сравнения: прочность легированных конструкционных сталей: сталь 45 – 1200 МПа, сталь 65Г – 1600 МПа, сталь ШХ15 – 2000 МПа, углеродистая сталь – 400...450 МПа. Резко возрастает и твердость наноматериалов, полученных методом компактирования.

С помощью наноматериалов разрешается одно из противоречий обычных материалов – положение, в соответствии с которым увеличение прочности ведет к снижению пластичности. Присущая наноматериалам высокая прочность сочетается с достаточно высокой пластичностью и даже сверхпластичностью.

Существенное повышение прочности наноматериалов связано с тем, что при уменьшении размеров зерен до наноуровня (0,1–100 нм), когда площадь межзеренных границ велика, они выступают как препятствия для движения дислокаций, которые скапливаясь, определяют этот эффект. Большая объемная плотность дефектов (дислокаций) в нанокристаллических материалах и наноккомпозитах повышает их прочность и другие механические свойства в 4...8 раз по сравнению с обычными крупнокристаллическими объектами (рис. 14.3, 14.4).

Чрезвычайно широк диапазон возможных изменений электрических свойств от диэлектрических до сверхпроводимости.

Таким образом, уникальные свойства конструкционных наноматериалов как обрабатываемых предъявляют новые повышенные требования к инструментальным материалам, прежде всего к уровню их твердости, прочности, износостойкости.

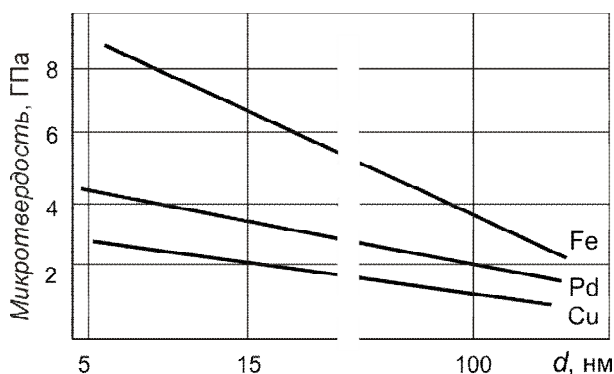


Рисунок 14.4 – Влияние размера зерна (d) на микротвердость металлов [18]

Таблица 14.6 – Усредненные характеристики механических свойств объемных материалов в крупно- и нанокристаллическом состоянии [16, 18]

Материал		Предел прочности R_m , МПа	Предел текучести R_{eH} , МПа	Микротвердость HV, МПа
Медь техническая М1	КК	200	60	600
	НК	850	350	1250
Титан технический ВТ1-0	КК	430	360	1700
	НК	1000	690	2500
Деформируемый титановый сплав ВТ6	КК	1050	980	3270
	НК	1500	1460	–
Сталь высоколегированная коррозионно-стойкая 12Х18Н10Т	КК	550	240	2000
	НК	–	1340	–

Примечание: КК – крупнокристаллический; НК – нанокристаллический

14.5.3. Свойства инструментальных наноматериалов и нанопокровтий

Режущие инструменты, несмотря на уже достигнутые в последние десятилетия успехи, еще остаются одним из самых слабых звеньев технологических систем резания. Важнейшей предпосылкой реализации процессов микро- и нанорезания является потенциал наноструктурированных инструментальных материалов и покрытий на режущей части лезвийных инструментов, на порошках из инструментальных сверхтвердых и абразивных материалов. В прикладном плане задача получения наноструктурированных инструментальных материалов решается по нескольким направлениям, из которых следует выделить:

- создание порошковых быстрорежущих сталей с наноразмерными карбидными фазами;
- производство наноразмерных зерен карбидов, нитридов и др. соединений для последующего спекания твердых сплавов;
- разработка новых технологий спекания наноструктурных твердых сплавов;
- создание наноструктурных материалов инструментального назначения: алмазов, сверхтвердых нитридов бора и др.;
- получение нанопорошков из конвенциональных абразивных материалов;
- производство связок с нанодобавками для абразивных и алмазно-абразивных инструментов.

Эффективность наноструктурирования убедительно иллюстрируется на примере сверхтвердых материалов, отличающихся плотной упаковкой атомов. Сравнение свойств природного алмаза со свойствами наноструктурированных синтетических алмазов и поликристаллов КНБ показывает, что характеристики последних достигают значений, свойственных природному, а по теплопроводности и теплостойкости превосходят таковые. Табл. 14.7 подтверждает важную роль размера зерна и для твердых сплавов.

Таблица 14.7 – Влияние размеров зерен карбидов вольфрама на твердость [10]

Размер зерна WC, мкм	WC	Co	TaC	Плотность, г/см ³	Твердость, HRA
Мелкое зерно WC, 0,5 мкм	94,2	5,8	0,2	14,92	93,4
Крупное зерно WC, 6 мкм	94,0	6,0		14,95	88,5

Функциональная роль покрытий на инструменты многолика. Покрытие представляется промежуточной технологической средой между инструментальным и обрабатываемым материалом, которая способна повысить базовые свойства инструментальных материалов – твердость, прочность, теплостойкость, износостойкость, физико-химическую пассивность по отношению к обрабатываемому материалу (табл. 14.8).

Таблица 14.8 – Прочность металлических нанослойных покрытий (тонких пленок) по сравнению с массивными крупнокристаллическими аналогами и сталью [16, 22]

Материал		Прочность R_m , МПа	Марка стали (крупнокристаллическое состояние)	Прочность стали после термообработки (закалка+отпуск) R_m , МПа
Никель	КК	450	Сталь 45	980
	НП	2000		
Медь	КК	200	Сталь 65Г	1670
	НП	1700		
Серебро	КК	140	Сталь ШХ15	2350
	НП	1200		

Примечание: КК – массивное крупнокристаллическое состояние; НП – нанослойное покрытие

В тоже время, покрытие позволяет технологу влиять на протекание контактных процессов резания, на режимы обработки, геометрические параметры срезаемого слоя и тем самым снижать трение на контактных поверхностях, снижать мощность тепловых источников, повышать температурный порог адгезионной и диффузионной активности, выступая своеобразным барьером между обрабатываемым и инструментальными материалами. Эту роль могут

выполнять многослойно-композиционные наноструктурированные функциональные покрытия (табл. 14.9).

Таблица 14.9 – Твердость некоторых нанопокровтий [16]

Состав пленки	Метод изготовления пленки	Толщина пленки, мкм	Размер зерна, нм	Твердость Н, ГПа
TiN	Магнетронное напыление	1–2	5–30	35–50
TiB ₂	Магнетронное напыление	1–4	2–8	50–70
Ti (B, N, C) _x	Магнетронное напыление	5–2	1–5	60–70
TiN–SiNVTiSh	Плазма CVD	3,5	3	100
TiNWN	Магнетронное напыление	2,5	2,5	54
TiN/NbN	Дуговое напыление	2	10	78
TiN/ZrN	Дуговое напыление	2	10	70

Различают три группы таких покрытий:

- состоящие из слоев с одинаковыми химическими связями и структурой;
- содержащие слои с сильно отличающимися химическими связями и структурами;
- имеющие слои с внутренними граничными промежуточными подслоями нанометрической толщины.

Покровтия с нанозернистой структурой обладают высокой твердостью и износостойкостью в сочетании с достаточной трещиностойкостью и сопротивляемостью усталостному разрушению. В настоящее время реализуется переход от однокомпонентных покрытий (TiC, TiN, TiCN) к многокомпонентным композиционным покрытиям на основе двойных и тройных соединений нитридов (Ti, Al)N, (Ti, Zr)N, (TiNb)N, (Ti, Mo)N, (Ti, Al, V)N, (Ti, Zr, C)N.

Высок потенциал градиентных покрытий, например, Ti Al CN–G, структура которых плавно изменяется от основы (субстрата) к наружной поверхности.

Все типы покрытий, имеющие зерна размером менее 100 нм, относят к наноструктурированным [16, 17, 22, 23, 24].

Традиционные достаточно твердые и хрупкие износостойкие покрытия для режущих инструментов уже на стадии приработки накапливают повреждения и вследствие этих необратимых процессов катастрофически разрушаются. У наноструктурных покрытий трение и износ охватывают глубины приповерхностных слоев, не превышающих десятков ангстрем, что минимизирует накопления повреждений в инструменте. Это связано с особенностями физико-химического взаимодействия обрабатываемого материала с наноструктурными покрытиями. При рациональном выборе материалов трение активизирует процессы локальной пластической деформации, фазовые превращения, диффузию и химические реакции на границе раздела контактирующих тел, которые целенаправленно развиваются [25]. В зоне контакта динамически возникают и разрушаются трибопленки, которые выполняют экранирующую роль, нивелируя адгезионное схватывание, выступая в роли теплового барьера и, по сути, являются смазками. Эти процессы являются каналами диссипации работы трения и обеспечивают обратную связь, регулируя каждую стадию износа.

Перспективными являются адаптирующиеся неламинатные и многослойные покрытия на основе простых и сложных нитридов для высокоскоростного резания без применения смазочно-охлаждающих жидкостей.

Эффективны также и нанокompозитные структуры, представляющие собой нанокристаллические зерна материала покрытия, внедренные в аморфную матрицу.

Разработка, создание и реализация широкомасштабных, высокотехнологических методов получения наноструктурированных инструментальных материалов и покрытий различного назначения считается одной из наиболее сложных ключевых задач, стоящих перед наукой. Ее решение необходимо для технологического использования в производствах нового поколения.

14.6. Условия реализации процесса нанорезания

Реализация процесса резания в размерном нанодиапазоне обеспечивается чрезвычайно высокой прецизионностью и жесткостью станков, инструмента, высокой точностью относительных перемещений в системе, управлением и измерениями. В связи с чрезвычайно малым масштабом обработки нанорезанием предложено выделять однолезвийное (*одноточечное* – точение и строгание) и многолезвийное (*многоточечное* – фрезерование, сверление, протягивание) нанорезание [10].

Независимо от принятого подразделения система нанорезания должна располагать чрезвычайно острыми, как правило, алмазными режущими инструментами, шпинделями на воздушных подушках, пневматическими и гидравлическими направляющими, высоким разрешением регулирования точности подачи, нейтрализацией вибраций, контролем температуры и т.п.

В качестве примера можно рассмотреть токарный станок, используемый для алмазного точения [16]. Станок устанавливается на высококачественном гранитном основании с точной поверхностью. Гранитное основание помещено на пневмоподвеску на специальном твердом фундаменте, который обеспечивает строго горизонтальное положение рабочей поверхности. Столы станка могут перемещаться с высокой степенью точности благодаря аэро-статическим и гидравлическим подвескам с высокой жесткостью. Перемещающиеся элементы станка приводятся в действие серводвигателями посредством гидростатических винтов или напрямую посредством линейных двигателей. Эти движения измеряются и контролируются сенсорами перемещения с чрезвычайно высокой разрешающей способностью (например, лазерные голографические весы). Заготовка закреплена в вакуумном патроне после точного центрирования и вращается с высокой скоростью за счет применения шпинделя на аэро-статических или гидростатических подшипниках. Новейшие ультрапрецизионные станки имеют четырех или пятикоординатное числовое программное управление с разрешающей способностью менее одного нанометра за один шаг.

Особую роль в обеспечении микро- и нанорезания играет наноразмерная обработка режущих и переходных лезвий обрабатывающего инструмента (как правило, составного с неразъемным соединением режущей части) и наноразмерная настройка его режущих кромок. Все это обеспечивает, в конечном счете, повышение точности размеров и формы изделия, качества обработки поверхностей конструктивно сложных деталей точного машино- и приборостроения. Как важнейший нанообъект системы резания инструмент и его конструктивные элементы должны соответствовать требованиям, диктуемым физической сущностью процессов, происходящих в системе нанорезания.

14.7. Процессы, происходящие в системе нанорезания материалов

Основой современных достижений в металлообработке является познание физической сущности процессов, протекающих в зоне резания. Переключение внимания исследователей на изучение объектов, явлений и эффектов в нанодиапазоне взаимодействия режущего инструмента и обрабатываемого материала открывает новые возможности познания этого уникального по сути и сложного по структуре процесса и создания на этой основе фундамента для выявления путей и средств коренного повышения производительности, качества и высокой экономичности микро- и нанотехнологий изготовления сложных изделий [1, 3, 5, 10, 25–33].

14.7.1. Особенности механизмов взаимодействия инструмента с поверхностями заготовки и стружкой в нанометрическом диапазоне

Изучая традиционные процессы резания, всегда исходили из представлений о непосредственном контактном взаимодействии двух твердых тел – инструмента и заготовки. При переходе в нанодиапазон *можно представить этот механизм как контактное взаимодействие и взаимовлияние полей инструмента и заготовки, распределенных в пространстве в условиях окружающей среды (третьего тела), подобно взаимодействию между отдельными частицами или системами элементарных частиц на атомно-молекулярном уровне* [34]. В этом случае все материалы и вещества рассматриваются как квазикомпозиционные материалы, в которых связующим (матрицей) являются поля энергетического взаимодействия (энергетические зоны составляющих атомов, молекул, кристаллов), а арматурой (наполнителем) – соответствующие элементарные частицы. *Тогда процесс нанорезания представляет собой взаимодействие энергетических полей на стыке материалов инструмента и заготовки, а результат обработки – результат взаимодействия полей – электромагнитного, слабого, сильного (ядерного) и гравитационного.*

Концепция взаимодействия полей дополняет традиционные методы изучения и совершенствования процессов резания. Сущность процесса резания в этом представлении такова.

- Внешнее механическое воздействие поля инструмента на поле заготовки вызывает соответствующие проявления механических свойств взаимодействующих тел. Прежде всего, в контактирующих телах возникают объемные поля напряжений как результат действия внутренних удельных сил между смежными частицами материалов. Этим напряжениям соответствуют возникшие поля деформаций.

- На уровне атомов и ионов, образующих структуру материалов, это приводит к их смещению относительно равновесных положений, установившихся до этого. При этом происходит упругая деформация локальных полей взаимодействующих между собой атомов и ионов тел. При увеличении напряжений происходит разрушение сложившихся атомно-молекулярных связей, перестройка структуры материалов и образования новых связей, которые обеспечивают новое равновесное состояние материала, претерпевшего изменения. В особой мере это относится к приповерхностным атомным слоям.

- Взаимодействие механических полей сопровождается взаимодействием полей температурных, объемными физическими, химическими, диффузионными процессами и множеством других явлений, одновременное протекание которых обеспечивает градиент

перестройки структуры материала, его послойную и зеренную дефрагментацию и разрушение, в итоге – образование новых атомно-молекулярных связей.

Таким образом, сущность процесса преобразования свойств материала при нанорезании, как и во всех других известных технологических методах обработки, заключается в нарушении его текущего равновесного состояния. Физико-химические процессы, провоцируемые подводимой энергией, стремятся поддержать равновесное состояние материала в новых энергетических условиях: старые межатомные связи разрушаются и образуются новые. После восстановления первоначальных параметров окружающей среды (температура, давление) структура и свойства материала, претерпевшего дополнительное энергетическое воздействие, будут отличаться от исходных.

Следовательно, с энергетической точки зрения нанорезание материалов относится к локализованным высокоэнергетическим технологиям, которые сопровождаются большим числом сложных взаимосвязанных и взаимообусловленных физико-химических процессов и явлений. Большая мощность электродвигателя станка передается на малый по размерам контактный участок обрабатываемой заготовки и режущего инструмента. Приложенная извне механическая энергия локализуется в зоне контакта инструмента, стружки и заготовки в местах протекания процессов деформации и разрушения (износа) и преобразуется в другие виды энергии.

По своим энергетическим характеристикам процесс резания на микроуровне эквивалентен взрыву. Динамические параметры процесса резания не только не уступают взрыву взрывчатых веществ, но могут существенно превосходить их. В зонах выделения и локализации энергии при непрерывном процессе резания происходит взрывное преобразование микроструктуры и свойств материала, а средой (прослойкой) между обрабатываемым материалом и инструментом является пространство с характеристиками взрыва.

Особенностью «взрыва» при нанорезании является то, что он происходит в среде твердого тела, подверженного воздействию внешней механической энергии, передаваемой заготовке рабочим инструментом. Существуют области, в которых в силу их расположения по отношению к зонам выделения тепла слои материала микроскопической толщины претерпевают переход в необычное состояние сверхтекучести. В результате этот материал подобно расплаву обволакивает вершину режущего лезвия, растекается вдоль поверхности контакта. Условия возникновения явления сверхтекучести в среде твердого тела сопоставимы с условиями, вызывающими взрыв при резании.

Воздействие на материал высокого давления (более 0,1 ГПа) одновременно с высокими температурами вызывает значительные изменения его структуры и свойств: происходит увеличение плотности вещества, ускоряется достижение равновесного энергетически более выгодного состояния, изменяются свойства веществ, связанные с явлениями на атомно-молекулярном уровне: твердость, прочность, электропроводность, теплопроводность, магнитное и электрическое сопротивление и др.

Следует отметить, что условия нагружения материала при резании существенно отличаются от только статического или динамического всестороннего сжатия высоким давлением в экспериментальных исследованиях. При резании имеют место разрушение через взрыв, термопластический сдвиг, кручение, металлургические процессы, наростообразование, износ и др. В системе резания возникают термоэлектрические токи, термоэлектронная эмиссия, термомагнитные и электромагнитные эффекты, выделение и поглощение тепла, экзотермической эмиссии.

В зонах интенсивной деформации наблюдается кручение элементарных объемов материала вокруг своей оси в направлении сдвига со скоростями до 105–106 рад/с и, как следствие, возбуждение магнитно-механических явлений.

Разные по своей физической природе процессы и явления вызывают поля механической, электромагнитной и др. природы, обладающие информацией о физико-механических условиях в зоне стружкообразования, регистрация которой даст возможность использовать их для активного контроля процесса резания, диагностики его и оптимизации (методы диагностики по акустической эмиссии, электромагнитным и экзoeлектронным колебаниям и др.).

Изложенное позволяет констатировать, что познание на наноуровне механизмов преобразования свойств материалов в процессе резания дает возможность целенаправленно управлять воздействием на материалы заготовок с целью достижения новых высоких показателей производительности, качества и экономичности обработки.

14.7.2. Трансформация механизмов разрушения материалов при стружкообразовании в системах нанорезания

Одной из принципиальных отличительных особенностей процессов микро- и нанорезания является трансформация механизмов разрушения при стружкообразовании, возможная при определенных условиях. Это означает, что *хрупкие материалы в системах нанорезания могут вести себя как пластичные, образуя соответственно этому стружки типа сливной или суставчатой вместо образующейся даже при микрорезании этого материала стружки надлома. Для этого в зоне резания в окрестности вершины режущего клина должны быть созданы условия для фазового перехода вещества (материала) из кристаллической в аморфную структуру. Не исключается и возможность обратного перехода [35, 36, 37].*

В настоящее время уже получен серьезный экспериментальный материал, достоверность которого позволяет *рассматривать трансформацию кристаллической структуры в аморфную (или наоборот) как один из важнейших постулатов, отражающих физическую сущность процессов микро- и нанорезания [38–42].*

Установлено, что *признаки пластической деформации проявляются в процессе обработки хрупких материалов при толщине срезаемого слоя меньшей 1 мкм.* Так, резание кремниевых пластин показало, что стружкообразование в пластическом режиме обнаруживалось при толщинах срезаемого слоя меньше, чем радиус закругления режущей кромки ρ . Существует и верхняя граница толщин для этого радиуса, за пределами которой пластический режим стружкообразования снова трансформируется в хрупкий. Прецизионная токарная обработка кремния с $a = 1 \text{ мкм} < a_{\text{кр}}$ обеспечивает шероховатость поверхности в пределах $R_z = 12,86 \text{ нм}$, что возможно получить только в режиме пластического разрушения.

Исследованиями установлена существенная роль гидростатического давления в зоне резания для формирования режима пластической деформации при разрушении хрупких материалов. *Именно гидростатическое давление порождает тот высокий уровень сжимающих напряжений, который инициирует трансформацию кристаллической структуры в аморфную, в которой большинство границ межатомных связей существенно увеличивается, что и делает материал менее твердым и более пластичным.* Такие сжимающие напря-

жения и возникают при резании кремния резцом из монокристалла алмаза с большим отрицательным передним углом и с нанометрической толщиной среза. Подтверждающий этот факт эксперимент был осуществлен внутри аппарата высокого внешнего гидростатического давления [41].

Критическая глубина для пластического режима резания может быть увеличена за счет наложения ультразвуковых колебаний на режущий инструмент. Особенность, выявленная в эксперименте, заключалась в том, что образование пластической стружки проявилось при чрезвычайно низких скоростях резания. При этом поверхность, обработанная инструментом с монокристаллом алмаза, оказалась лучше, чем для инструмента с поликристаллическим алмазом.

Стружкообразование в пластическом режиме реализуется, как правило, при толщинах срезаемого слоя меньших, чем величина радиуса округления режущей кромки. При этом стружка контактирует с участком криволинейной передней поверхности, где передний угол отрицательный. Для примера на рис. 14.5 приведены исследования процесса резания карбида вольфрама на токарном станке с ЧПУ при условиях, приведенных в табл. 14.10. Положение

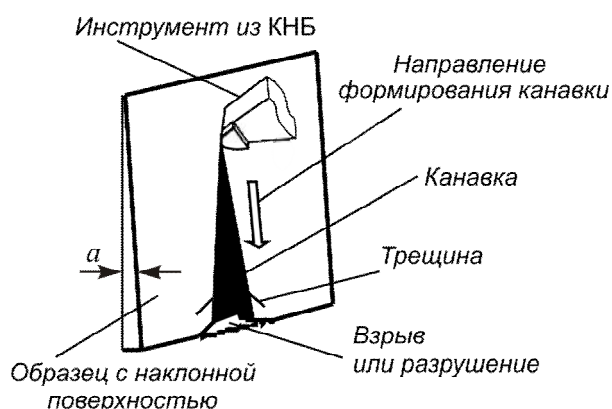


Рисунок 14.5 – Схематическая иллюстрация экспериментальной установки нанорезания [41]

обрабатываемой поверхности составляло некоторый угол с вектором скорости главного движения инструмента с тем, чтобы толщина срезаемого слоя постепенно нарастала от 0 до 10 мкм.

В ходе резания стружка деформировалась как непрерывная (сливная), пока толщина срезаемого слоя была меньше критического значения, т.е. при этом реализовывался пластический режим стружкообразования. Когда она превышала критическое значение, стружка не была непрерывной, т.е. механизм стружкообразования переходил в хрупкий режим.

Среднее критическое значение толщины срезаемого слоя оказалось равным 4,7 мкм, меньшим, чем радиус округления режущей кромки инструмента – $\rho = 5,2$ мкм в эксперименте.

Таблица 14.10 – Исходные условия экспериментального нанорезания [41]

Обрабатываемый материал	карбид вольфрама
Инструментальный материал	кубический нитрид бора
Радиус округления режущей кромки, ρ , мкм	5,2 мкм
Толщина срезаемого слоя, a , мкм	0–10
Передний угол, γ , °	29,6°
Задний угол, α , °	11°
Скорость резания, V , м/мин	144
Критическая толщина срезаемого слоя, $a_{кр}$	$\approx 4,7$ мкм

Для других условий минимальная толщина срезаемого слоя, измеренная с технической достижимой точностью, составляла около 1 нм, т.е. 1/20–1/10 радиуса округления режущей кромки, которой производилось резание. Превышение толщиной срезаемого слоя критического значения привело к формированию стружки надлома (хрупкое разрушение), а в приповерхностном слое развитию трещин.

Таким образом, экспериментальные исследования выявили, что трансформация механизмов пластичного и хрупкого разрушения в нанопроцессе стружкообразования происходит вследствие большого гидростатического давления и температуры в области вершины режущего лезвия и зависит, прежде всего, от соотношения толщины срезаемого слоя и радиуса округления режущей кромки инструмента или от соотношения текущего значения толщины срезаемого слоя и его критического значения [40–42].

Экспериментально доказана возможность получения качества обработанной поверхности при нанорезании лезвийным инструментом того же уровня, что и при полировании.

Состояние поверхности и достигаемая точность нанообработки во многом определяется характером стружкообразования и, в частности, минимальной толщиной срезаемого слоя. Последняя может быть определена с помощью минимального межатомного расстояния в материале заготовке и скорректирована с учетом остроты лезвия (радиуса округления) алмазного режущего инструмента, возможностей ультрапрецизионного станка, технологической среды, словом, от нанобъектов, составляющих систему нанорезания. Экспериментально достигнуто значение минимальной толщины срезаемого слоя вплоть до 1 нм с использованием специально подготовленных ультраточных алмазных инструментов и высоконадежных ультрапрецизионных станков. При этом начальная стадия стружкообразования наблюдалась уже при толщине слоя (в зарубежной литературе используется термин толщина недеформированной стружки) 0,26 нм, что видно из табл. 14.11.

Таблица 14.11 – Соотношение минимальной толщины срезаемого слоя и радиуса округления режущей кромки [42]

Радиус округления режущей кромки r , нм	1,57	1,89	2,31	2,51	2,83	3,14
Минимальная толщина срезаемого слоя, a , нм	0,26	0,33	0,42	0,52	0,73	0,97
Отношение минимальной толщины срезаемого слоя к радиусу округления лезвия, a/r	0,17	0,175	0,191	0,207	0,258	0,309

Выявлено, что доля энергии, израсходованной на деформацию материала под задней поверхностью лезвия (практически идеально острого), намного больше, чем при макрорезании. Наличие для каждой системы резания своего критического значения толщины срезаемого слоя позволяет, определив его, прогнозировать выходные показатели процесса, а в равной степени рационально выбирать параметры нанобъектов системы.

14.7.3. Алмазное наноточение хрупких материалов [43]

Процессы нанорезания применяются для получения принципиально нового уровня высококачественной обработки широкого спектра материалов – металлических, полупроводниковых, стекла, керамики, различных монокристаллов, особенно при миниатюризации из-

делий. На рис. 14.6 представлена схема алмазного наноточения, состоящая из вращения заготовки и линейного перемещения стола с режущим инструментом.

Традиционная обработка хрупких материалов сопряжена с появлением дефектов на поверхности и в приповерхностном слое. Особенности нанорезания, рассмотренные в пп. 13.7.2, позволяют при определенных условиях поддерживать во времени пластический механизм стружкообразования и тем самым избежать субмикротрещин и дефектов поверхности при нанорезании. Например, при нанообработке линз из кремния и германия [36] реальное пластическое деформирование возникает вдоль вершины лезвия в той зоне, где толщина срезаемого слоя меньше, чем критическое значение $a_{кр}$. За пределами этой зоны материал разрушается хрупко. Для получения поверхностного слоя толщиной y_c , свободного от дефектов, подача S круговой режущей кромки должна быть чрезвычайно

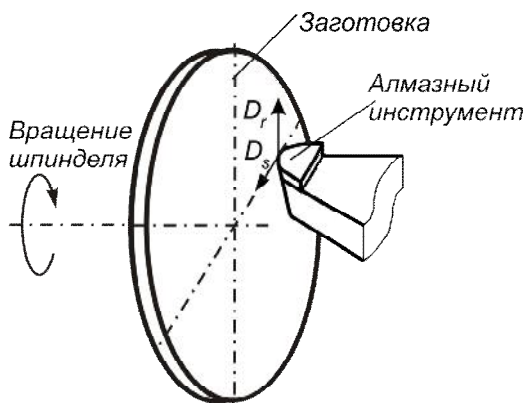


Рисунок 14.6 – Схематическое представление алмазного точения [43]

малой (рис. 14.7), поэтому более рационально использование алмазных инструментов с прямолинейной режущей кромкой (рис. 14.8).

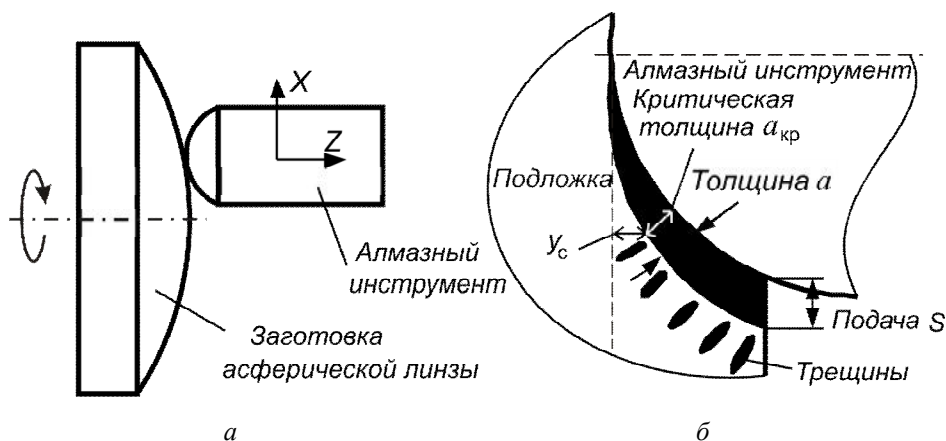


Рисунок 14.7 – Схематические модели обработки асферической поверхности инструментом с дуговой режущей кромкой [43]: а – метод огибания дуговой кромкой; б – схема срезания слоя

По этой схеме движение огибания асферической поверхности инструментом с прямолинейной режущей кромкой состоит из перемещения в направлении осей X и Z , и вращения вокруг оси B , перпендикулярной плоскости $X-Z$. Обработка реализована на трехкоординатном станке, обеспечивающем точность линейных движений 10 нм на один шаг подачи, а вращение стола вокруг оси B с разрешающей способностью угловых движений $0,001^\circ$.

При этом толщина срезаемого слоя a определяется подачей S и углом в плане φ (см. формулу (1.17)). Минимизируя угол φ , можно получить толщину срезаемого слоя a меньше критической даже при сравнительно большой подаче. В таком случае достигаются условия пластического режима стружкообразования, повышается эффективность обработки и срок службы инструмента. В результате обработки получается зеркальная поверхность с $R_z = 10$ нм и погрешностью формы 0,2 мкм.

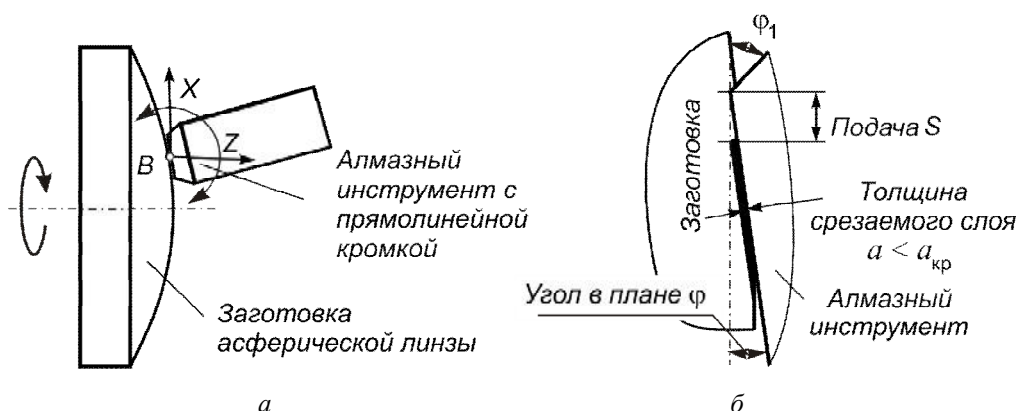


Рисунок 14.8 – Схематическая модель обработки асферической поверхности инструментом с прямолинейной режущей кромкой [43]: *а* – кинематическая схема обработки; *б* – схема срезания слоя

Существование пластического режима стружкообразования при наноточении номинально хрупких материалов подтверждается электронными микрофотографиями полученной стружки (рис. 14.9).

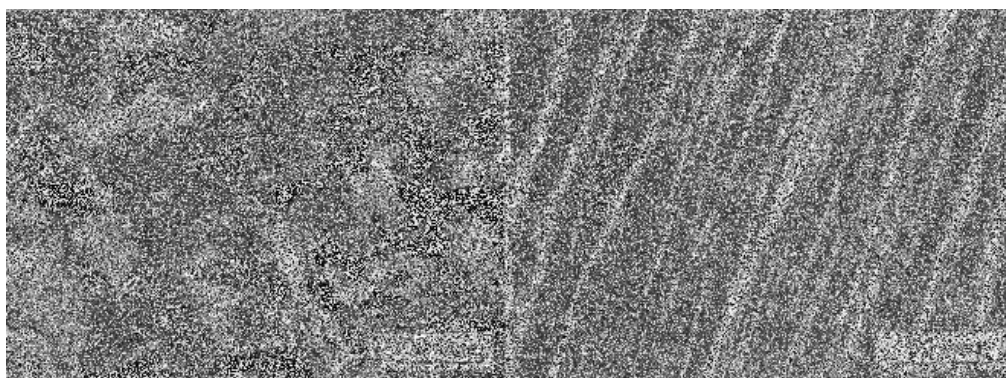


Рисунок 14.9 – Сканирующая электронная микрофотография стружки [43]

Вместе с тем пластический режим стружкообразования не исключает полностью появления дефектов в материале приповерхностного слоя: микроструктурных изменений, дислокаций, остаточных напряжений. Например, при алмазном точении кремния под поверхно-

стью могут формироваться аморфные слои (рис. 14.10). Эти повреждения меньше, чем при шлифовании, но более значительные, чем в процессе химико-механического полирования.

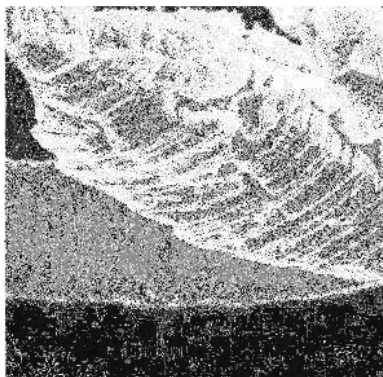


Рисунок 14.10 – Поверхность стружки, которая показывает области сдвигов несплошности и микротрещины [44]

14.8. Моделирование процессов нанорезания материалов

Экспериментальные исследования процессов нанорезания различных материалов из-за характера нанообъектов, составляющих систему резания, весьма трудоемки и дорогостоящи. К примеру, для исследования используются сверхточные миниатюрные станки, специальные режущие инструменты, а инструментальные системы связаны с электронным сканирующим микроскопом для наблюдения за зоной резания.

Поэтому, одновременно с экспериментальными много внимания уделяется исследованиям нанорезания моделированием (симуляций) нанопроцессов, протекающих в зоне взаимодействия инструмента и обрабатываемого материала.

Компьютерное моделирование осуществляется с использованием метода конечных элементов (чаще для исследования упруго-пластического напряженного состояния, деформации и т.п.) и методом молекулярной динамики ARMD (area-restricted molecular dynamics). Наиболее успешно применяется моделирование методом молекулярной динамики (MD) [45–52].

14.8.1. Общая характеристика метода молекулярной динамики в процессах моделирования нанорезания

Метод молекулярной динамики – это собирательный термин, обозначающий несколько численных методов решения различных физических задач путем моделирования движения атомов, молекул, коллоидных и тому подобных частиц, составляющих исследуемую систему (в нашем случае – нанорезания). Изменение во времени исследуемой системы множества взаимодействующих атомов или частиц отслеживается интегрированием уравнений их движения. Законы движения частиц находят при помощи методов классической механики.

Метод классической молекулярной динамики благодаря использованию ЭВМ позволяет исследовать систему, состоящую из десятков тысяч и до нескольких миллионов атомов во времени порядка сотен наносекунд. Этот метод позволяет не только определять (прогнозировать) траектории атомов и молекул под действием системы сил резания, но и учитывать выделение и распределение тепла в процессе удаления металла при лезвийной обработке, тем самым учитывать трение в рассматриваемом перечне атомных факторов.

Метод молекулярной динамики базируется на достижениях таких разделов науки, как материаловедение, микромеханика, динамика, термодинамика, численное интегрирование, использует их для описания атомного взаимодействия, уравнений движения, исходной конфигурации системы нанорезания, энергетического баланса, граничных условий и т.д. Центральной особенностью метода MD является взаимодействие «частица–частица». Такое взаимодействие между частицами определяется функциями, которые описывают потенциальную энергию. Описание с помощью такой функции и особый набор параметров материала приводят к самоорганизующейся известной структуре как функции переменных состояний. Это обеспечивает расчет процесса резания на наноуровне.

Молекулярная динамика охватывает макроскопическую, необратимую и обратимую микромеханику. Уравнения термодинамики являются связующим звеном между микромеханическим состоянием совокупности атомов и молекул с одной стороны и макроскопической окружающей средой – с другой. Термодинамические уравнения дают количественную оценку температуры системы и гидростатического давления в модели и позволяют определить изменение энергии, вызванное смещением и деформацией нанообъектов в процессе нанорезания. При этом под термином «механическое состояние» микромеханической системы понимается перечень существующих координат и скоростей для нанообъектов системы резания.

Термодинамические свойства являются характеристикой объемной материи. Поэтому обычно в методе MD используются два типа ограничений: фиксированных и периодических. Периодические граничные условия (ПГУ) вводятся во избежание отражения от жестких ограничений, чтобы было возможным изучение объемных и объемно-связанных структур без влияния ограничений в малых моделях. Фиксированные атомные ограничения граничат со всеми свободно перемещающимися атомами внутри закрытого блока из неподвижных атомов и представляют для них границы с одной или более сторон.

Процессы нано- и микрорезания основываются на удалении с поверхности заготовки обрабатываемого материала толщиной несколько атомов или атомных слоев. На рис. 14.11 представлены нанообъекты, составляющие систему нанорезания и одновременно неотъемлемые составляющие элементы ее моделирования методом MD. Надо также учитывать свойства обрабатываемого и инструментального материалов, взаимодействие между нанообъектами, условия контактирования и связей между режущей кромкой лезвия и заготовкой, а также окружающей средой. Важными являются и граничные условия в рамках модели (поверхности объемного тела) и ограничение системы до немоделируемого пространства.

Эффективность вычислений при моделировании MD на отдельном уровне во многом предопределяется полнотой описания взаимодействия между атомами как множества мелких частиц. Отдельные тела или определенный материал описывается его химическими элементами и их координатами. Координаты дают информацию о расположении атомов, т.е. о структуре материала, которая может быть установлена, например, для металлов на основе известного типа решетки и ее констант.

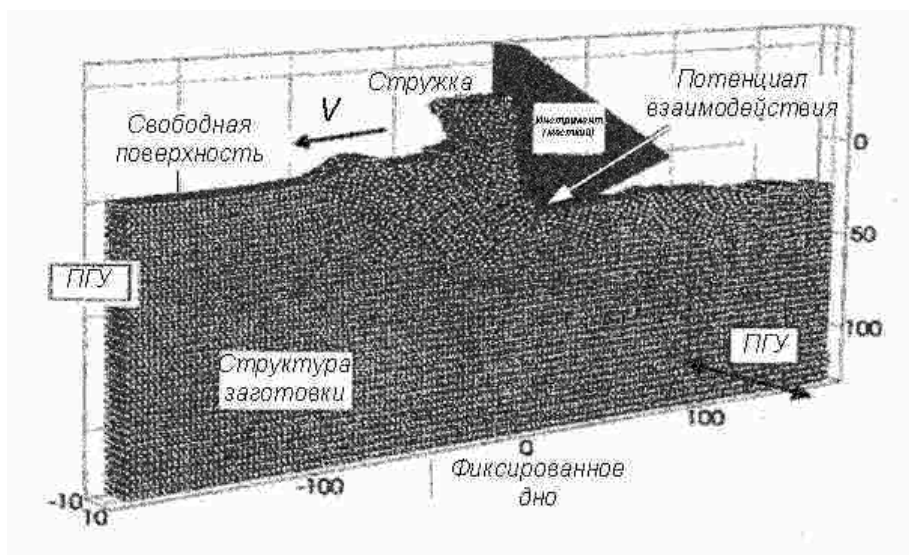


Рисунок 14.11 – Схема и граничные условия 3D модели MD процесса нанорезания [10]

Важной особенностью применения MD моделирования является то, что все нанообъекты системы резания представляются в 3D системе координат даже, если ширина выбранной модели составляет всего одну элементарную ячейку, т.к. 2D модели не позволяют адекватно описать 3D кристаллическую структуру металла.

Поскольку срез материала при резании есть результат относительного перемещения и взаимодействия инструмента и заготовки, то необходимо, чтобы модель MD включала, по крайней мере, их поверхности в области контакта и достаточное количество материала. При этом инструмент обычно рассматривается как абсолютно жесткое тело, оказывающее воздействие вершиной режущего клина (лезвия) на заготовку (см. рис. 14.11), передающее ей энергию, в результате чего растет температура.

Обработка представляет собой массивный процесс деформации. Относительное перемещение может рассматриваться как для модели лезвия, так и для граничных атомов заготовки. Когда лезвие, перемещаясь, контактирует с 3D поверхностью заготовки, деформация вынуждает материал нагромождаться на передней поверхности режущего клина, в результате чего формируется стружка.

При помощи вычислений метода MD определяются координаты атомов, что позволяет визуализировать мгновенные положения и отслеживать движения атомов как единичных, так и их групп.

14.8.2. Возможности применения метода MD к изучению процессов нанорезания материалов

Возможности метода MD можно проиллюстрировать на примере моделирования ортогонального процесса нанорезания пластического монокристалла меди, условия которого представлены в табл. 14.12 [53].

Имитировалось перемещение лезвия алмазного инструмента вдоль обрабатываемой поверхности {001} по направлению $\langle 110 \rangle$ гексагонально центрированной кристаллической решетки монокристалла меди (рис. 14.12). В модели рассматривается 71000 атомов материа-

ла и 11000 атомов инструмента. Атомы, располагающиеся в нижней части и на крайних левой и правой частях модели, представляют собой фиксированные границы, которые перемещаются со скоростью резания (50 м/с и 100 м/с) относительно инструмента. Атомы в слоях, соседних с граничными атомами, называются термостатическими. Термостатические атомные слои позволяют контролировать температуру за счет отвода энергии в мнимую немоделируемую область – внутрь заготовки.

Таблица 14.12 – Характеристики условий моделирования методом MD [53]

№ п/п	Характеристика	Значение
1	Обрабатываемый материал	Медь
2	Инструментальный материал	алмаз
3	Количество атомов в заготовке	71000
4	Количество атомов в инструменте	11000
5	Радиус округления режущей кромки, нм	2
6	Толщина срезаемого слоя, a нм	1–2
7	Обрабатываемая поверхность	{001}
8	Направление резания	$\langle 110 \rangle$
9	Скорость резания, м/с	100 и 50
10	Временной шаг, с	$(1-1000)10^{-15}$

Передняя поверхность инструмента, деформируя материал заготовки в тончайшем атомном слое, инициирует стружкообразование по дислокационному механизму. На рис. 14.13 в 2D проекции показаны области пластической деформации, дислокации и большие упругие деформации в приповерхностной области. Пластические деформации под обработанной поверхностью охватывают лишь несколько атомных слоев.

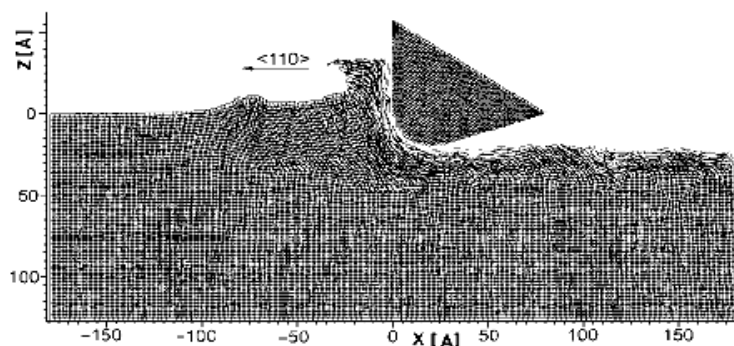


Рисунок 14.12 – Зона деформации, вид $\langle 110 \rangle$ [53]

При увеличении толщины срезаемого слоя a активируется стружкообразование на передней поверхности, особенно когда соотношение $\frac{a}{\rho} \geq 1$.

Доля сдвоенных дислокаций в стружкообразовании возрастает, начинается их скольжение. На рис. 14.13 различаются области с неодинаковой ориентацией кристаллитов, которые разделены линиями и плоскостями скольжения.

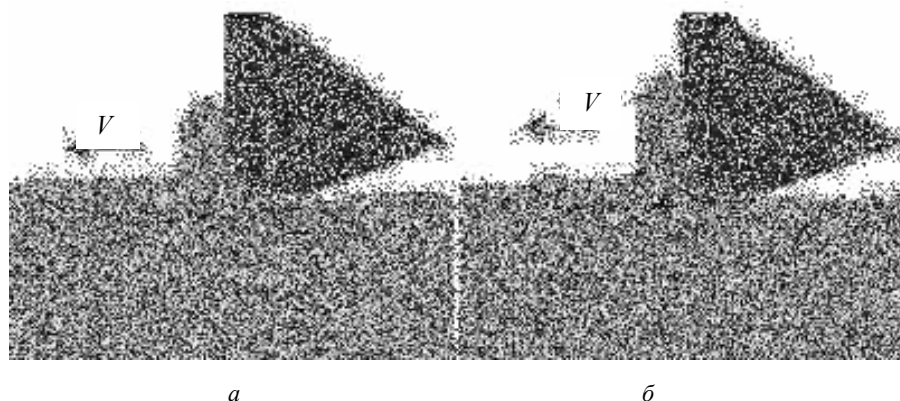


Рисунок 14.13 – Изменения микроструктуры у корня стружки во время стружкообразования [10]: *a* – 163 пс; *б* – 202 пс

На деформированных монокристаллах минимальное атомное расстояние между соседними плоскостями сдвига оценивалось как примерно 50 межатомных расстояний, а на стружках оно достигало 500. Эти пакеты сдвигов распределялись неравномерно, что связывают с неравномерным распределением дефектов кристаллической решетки.

Модель MD позволяет рассчитать мгновенные значения силы резания, температуру и напряжение для каждого шага времени Δt (обычно это несколько фемтосекунд $n \cdot 10^{-15}$ с). Силы резания рассчитываются как сумма реакций сил, действующих на инструмент во время контакта его с каждым атомом заготовки. Как установлено, силы, действующие на инструмент, сильно колеблются, поэтому определяются их усредненные значения, например, для 1000 и более временных шагов (около 20 пикосекунд – 10^{-12} с).

Модель MD позволяет рассчитать распределение напряжений и температуры при микро- и нанорезании как наборы мгновенных данных об индивидуальном месте положения атома и его температуры. Наглядно представляются результаты в форме постепенного распределения в пространстве и времени.

Моделирование MD позволило выявить значительное влияние скорости резания на нанопроцесс снятия материала, формирование наностружки. С ее изменением существенно изменяется форма наностружки, механизм образования, локализуется зона деформации.

Для наноабразивных процессов моделирование MD позволяет оценить роль толщины среза, форм и ориентацию абразивного зерна, радиуса округления режущей кромки, связать качество поверхности с параметрами обработки.

14.8.3. Моделирование процессов нанорезания в пластическом режиме стружкообразования

Большинство исследователей моделировали процессы пластического стружкообразования для случая ортогонального нанорезания меди, алюминия и других «мягких» материалов. Алмазный резец принимался как абсолютно жесткое тело, поэтому считается, что во время процесса резания расстояние между его атомами не изменяется. Одна из схем такого процесса приведена на рис. 14.14. Исходные данные для моделирования: радиус округления

режущей кромки $\rho \leq 3,5$ нм, толщина срезаемого слоя $a = 2,8$ нм, скорость резания $V = 20$ м/с. Все другие условия и ограничения для моделирования колеблются в широком диапазоне – количество атомов заготовки и инструмента, передний и задний углы, скорость резания, среда, температура, величина временного шага.

В модели MD заготовки (см. рис. 14.14) выделены три зоны: зона *граничных атомов*, зона *термостатических (терморегулирующих) атомов* и зона *ньютоновских атомов*.

Граничные атомы поддерживают правильную симметрию решетки, снижают влияние ограничений заготовки. Движение слоя *ньютоновских атомов* понуждается силами давления со стороны инструмента, определяемыми по уравнению движения Ньютона.

Термостатические атомы моделируют проводимость тепла. Они окружают ньютоновские атомы с тем, чтобы температуру границ модели приблизить к температуре окружающей среды.

Граничные условия поддерживаются вдоль направления, перпендикулярного поперечному сечению.

Алмазный резец принимается как абсолютно жесткое тело, поэтому считается, что расстояние между его атомами есть константа. Принципиально важным обстоятельством данной схемы является то, что в *процессе нанорезания деформации рассматриваются лишь в нескольких слоях атомов, прилегающих к обрабатываемой поверхности заготовки.*

После начального врезания режущей кромки (рис. 14.15) атомная решетка заготовки сжимается в зоне передней поверхности и округления режущей кромки, появляются дислокации, нагромождаются, формируя стружку.

Стружка отделяется единым атомным кластером. Когда степень деформации (энергия деформированной решетки) достигает определенного уровня, атомы перестраиваются так, чтобы высвободить энергию деформации. Дислокации перемещаются в сторону свободной поверхности, достигают ее и исчезают.

При резании наноструктурных материалов возможна реализация особого механизма деформации – недислокационный механизм пластичности – зернограничного некристаллографического скольжения, благодаря малому размеру зерен, меньшему некоего критического значения и проявления сверхпластичности при достижении степени деформации 100% и более.

После прохождения режущей кромки давление в зоне контактирования с задней поверхностью инструмента исчезает, поднятые слои приповерхностных атомов поднимаются, упруго восстанавливаясь, тем самым формируя обработанную поверхность (см. рис. 14.15 б).

Симуляция, выполненная в различных условиях резания (рис. 14.16), которая базировалась на моделировании движений дислокаций в полосах скольжения, показала, что моделирование процесса образования стружки в наномасштабе для пластичных материалов дает такие же результаты, как и полученные в опытах по микрорезанию на специальных станках.

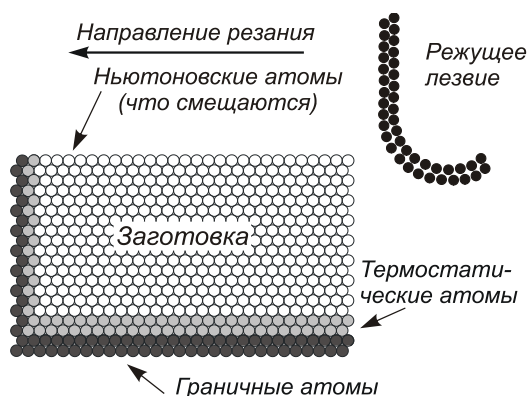


Рисунок 14.14 – Схема ортогонального процесса нанорезания

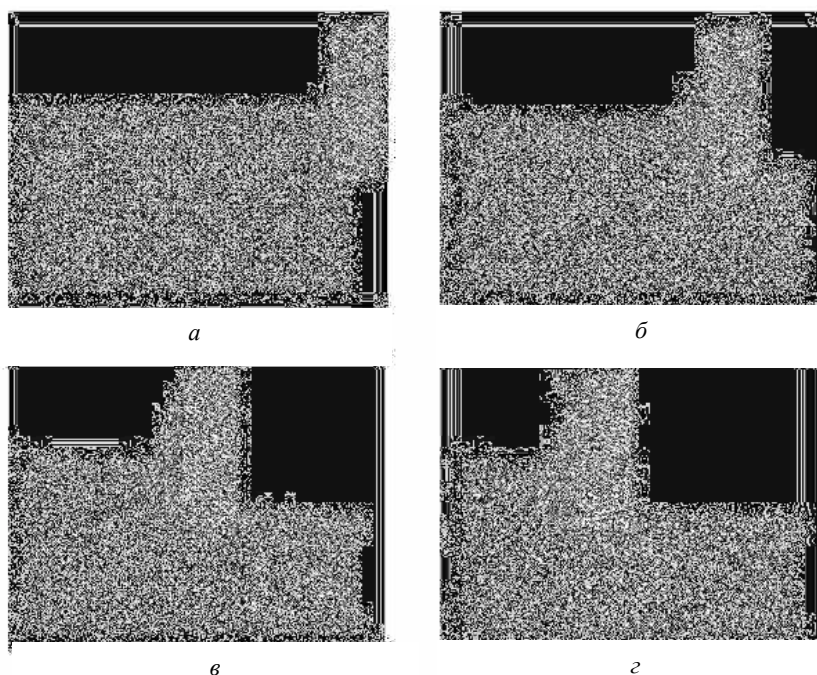


Рисунок 14.15 – Симуляция зоны деформации, формирования стружки и обработанной поверхности в процессе нанорезания (скорость резания 20 м/с, толщина срезаемого слоя 1,4 нм, радиус скругления режущей кромки 0,35 нм) [10]: а – 3,4 пс; б – 17,0 пс; в – 30,6 пс; г – 37,2 пс

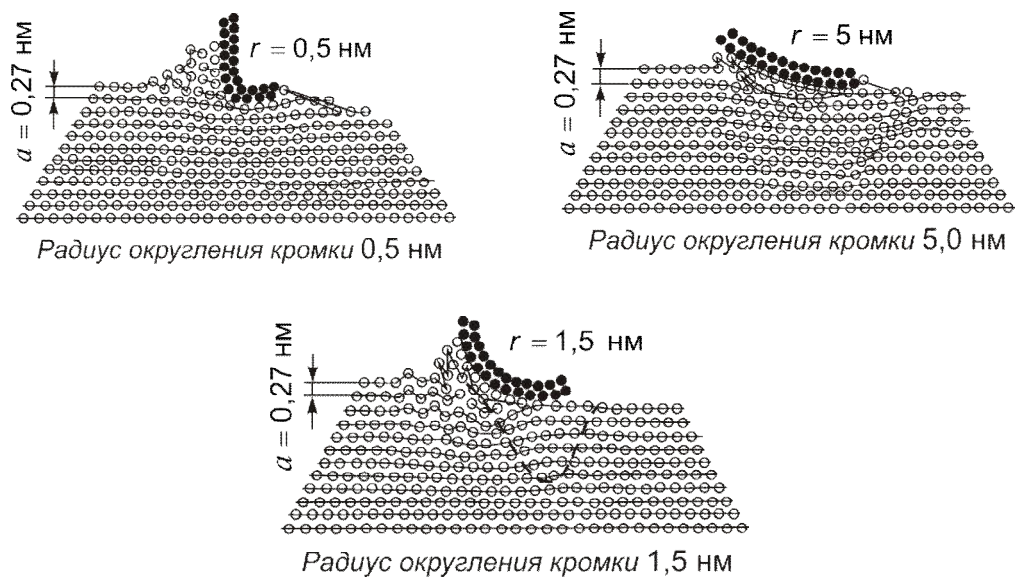


Рисунок 14.16 – Влияние величины нанорадиуса округления лезвия на процесс нанорезания [58]

14.8.4. Моделирование процесса нанорезания хрупких материалов

Традиционные процессы резания хрупких материалов: стекла, кремния, германия, карбидов, керамики – сопровождаются интенсивным трещинообразованием, не позволяющим производить их качественную обработку. В начале 80-х годов прошлого столетия было обнаружено, что *хрупкие материалы могут обрабатываться резанием в пластическом режиме стружкообразования. Её реализация возможна в особых условиях, определяемых давлением, температурой и наличием определенного соотношения нанометрических параметров системы резания.*

Моделирование методом молекулярной динамики процесса нанорезания монокристалла кремния при различных толщинах срезаемого слоя – $a = 3,2$ нм, $a = 4$ нм, $a = 4,5$ нм – и постоянном радиусе округления режущей кромки $\rho = 4$ нм показало два возможных результата (рис. 14.17). В первом случае ($a < \rho$) максимум деформации достигался на поверхности заготовки (см. рис. 14.17 а). По мере увеличения толщины срезаемого слоя до $a = \rho$ и $a > \rho$ пик зоны деформации перемещался в окрестности точки перехода от передней поверхности к переходной поверхности округления лезвия (см. рис. 14.17 б, в). Следовательно, вероятность появления трещин, а, значит, и хрупкого механизма разрушения более высока во втором и третьем случае. Наличие трещин на поверхности предполагает такие же дефекты и в приповерхностных объемах обрабатываемого материала.

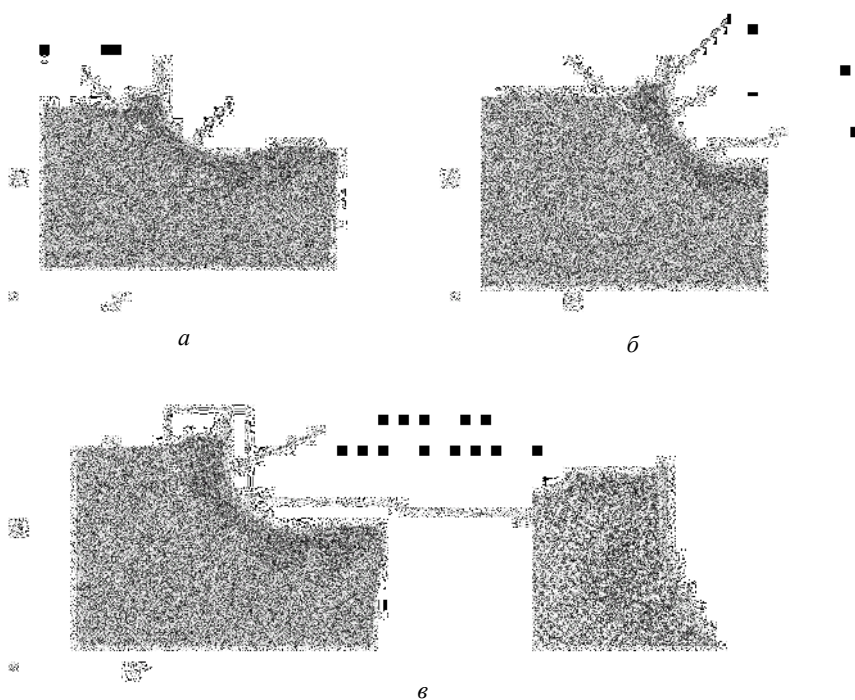


Рисунок 14.17 – Деформация материала заготовки в зоне стружкообразования, при $\rho = 4$ нм и толщинах среза: а – $a = 3,2$ нм; б – $a = 4$ нм; в – $a = 4,5$ нм [59]

В зоне формирования стружки кристаллическая кремниевая фаза может трансформироваться в аморфную, создавая предпосылки для пластического режима стружкообразования. При $\rho = 3,5$ нм и толщине срезаемого слоя $a = 2,8$ нм ($a < \rho$) в окрестностях поверхности округления формируются чрезвычайно высокие сжимающие напряжения (порядка 12 ГПа), которые инициируют трансформацию монокристаллического кремния в аморфный. В результате изменяется атомная структура: при исходной величине межатомных расстояний 2,3 Å (в недеформированной зоне) пики действительных расстояний смещаются в сторону больших значений (рис. 14.18). Такая фаза кремния является металлической объемно-центрированной тетрагональной структурой, предрасположенной к пластическим деформациям. Увеличение межатомных расстояний снижает значение твердости, тем самым способствуя протеканию пластических деформаций.

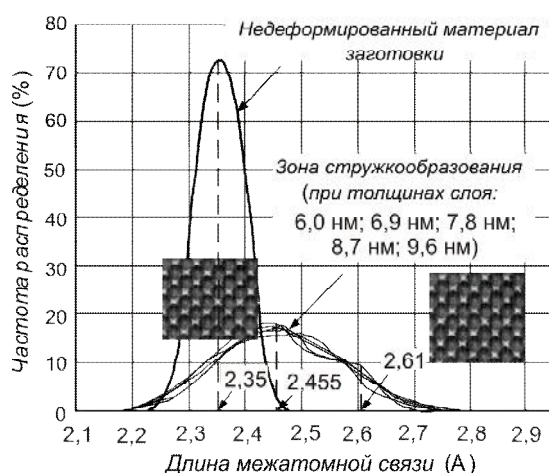


Рисунок 14.18 – Сравнение частоты распределения длины межатомных связей в заготовке из недеформированного кремния с тем же в зоне стружкообразования при различных толщинах срезаемого слоя [10]

Исследования с помощью моделирования MD теоретически указывают на наличие и важную роль критических значений толщины срезаемого слоя как факторов, управляющих переходом от пластического к хрупкому процессу [36]. При точении стали с толщиной слоя 100 нм достигнута шероховатость $R_a \approx 0,6$ нм [37], при обработке кремния с толщиной срезаемого слоя 1 нм – $R_a = 1$ нм [60]. На выявленную при этом определяющую роль гидростатического давления в реализации фазового перехода пластического механизма формирования стружки в хрупкий и обратно указывают многие исследователи.

14.8.5. Силы резания, температура и напряжения при нанорезании

С точки зрения атомной структуры силы резания – это сумма всех сил, действующих между атомами заготовки и атомами материала режущего инструмента. Эти силы определяют удельную энергию процесса, которая является характеристикой сопротивления материала резанию.

С целью описания силового взаимодействия между алмазным инструментом и заготовкой из микрокристалла кремния были проведены исследования методом MD моделирования сил резания, температуры и напряжений при условиях, приведенных в табл. 14.13 [61].

Силы резания рассчитывались как сумма реакций сил, действующих на инструмент во время контакта его с атомами заготовки. Поскольку характер атомного взаимодействия динамический с большим числом степеней свободы, то мгновенные силы значительно колеблются. С этой целью расчеты велись по большому количеству атомов (сотни тысяч шагов), что сглаживает колебание получаемых результатов.

Таблица 14.13 – Характеристики процесса, использованные в модели MD нанорезания кремния [61]

Обрабатываемый материал	монокристалл кремния
Инструментальный материал	алмаз
Размеры заготовки, нм	42,07×4,635×3,5656
Количество атомов в инструменте и заготовке	6440 и 36657
Радиус округления режущей кромки, ρ , нм	1,263
Толщина срезаемого слоя, a , нм	1,263
Обрабатываемая поверхность кристалла кремния	010 и 111
Направление резания (траектория)	$\langle 100 \rangle$ и $\langle 110 \rangle$
Передний угол, γ , °	-25
Задний угол, α , °	10
Температура, К	300
Скорость резания, м/с	100
Временной шаг, фемтосекунда	1
Программное обеспечение	LAMMPS – крупномасштабная атомно-молекулярная массивно-параллельная симуляция

На рис. 14.19 приведены результаты, полученные моделированием, и в ходе экспериментов, которые указывают на линейную зависимость сил резания на единицу длины кромки с ростом толщины срезаемого слоя и уменьшение при этом удельной энергии нанорезания.

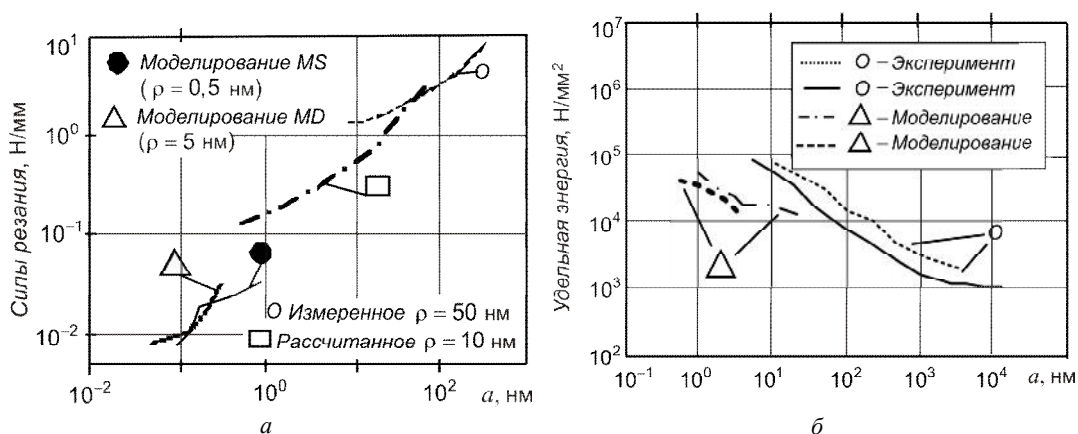


Рисунок 14.19 – Влияние толщины срезаемого слоя на силу, отнесенную к единице длины кромки (а), и удельную энергию (б) нанорезания [61]

Наблюдающиеся расхождения расчетных и экспериментальных значений сил объясняют различием величины радиусов округления режущей кромки в эксперименте и при моделировании. Это еще раз подтверждает чрезвычайно важную роль радиуса округления.

Малые силы резания на единицу длины кромки являются характеристикой нанорезания, одновременно как и рост удельной энергии с уменьшением толщины срезаемого слоя. Одним из факторов, повышающих удельную энергию, является передний угол. Для малых толщин срезаемого слоя эффективным является отрицательный передний угол, что приводит к возрастанию удельной энергии. Это подтверждается данными, приведенными в табл. 14.14.

В ходе нанорезания изменяются соотношения в балансе энергетических затрат: образование поверхности – 5,9%, на формирование стружки – 51,7%, на структурные изменения в заготовке – 42,2%.

Таблица 14.14 – Разрушение и энергетические затраты при обработке материалов в различных размерных диапазонах[62]

Параметры	Диапазон		
	1 нм–0,1 мкм	0,1–10 мкм	10 мкм–1 мм
Вид дефектов	точечный	дислокации	трещины, границы зерен
Стружка	группы атомов	части кристаллов	поликристаллы
Энергия разрушения хрупких материалов	10^4 – 10^3 Дж/м ³ межатомные трещины	10^3 – 10^2 Дж/м ³ микротрещины	10^2 – 10 Дж/м ³ хрупкие трещины
Энергия разрушения пластичных материалов	10^4 – 10^3 Дж/м ³ атомные перемещения	10^3 – 10^2 Дж/м ³ перемещение скольжения	10^2 – 10 Дж/м ³ деформации сдвига

Как уже указывалось, при возникновении физического контакта алмаза и кремния в последнем из-за значительного сжатия атомной решетки возникают большие местные напряжения в кристаллической структуре, приводящие к фазовым изменениям от кубической к объемно-центрированной тетрагональной, прежде всего, в зоне действия вершины режущего лезвия резца.

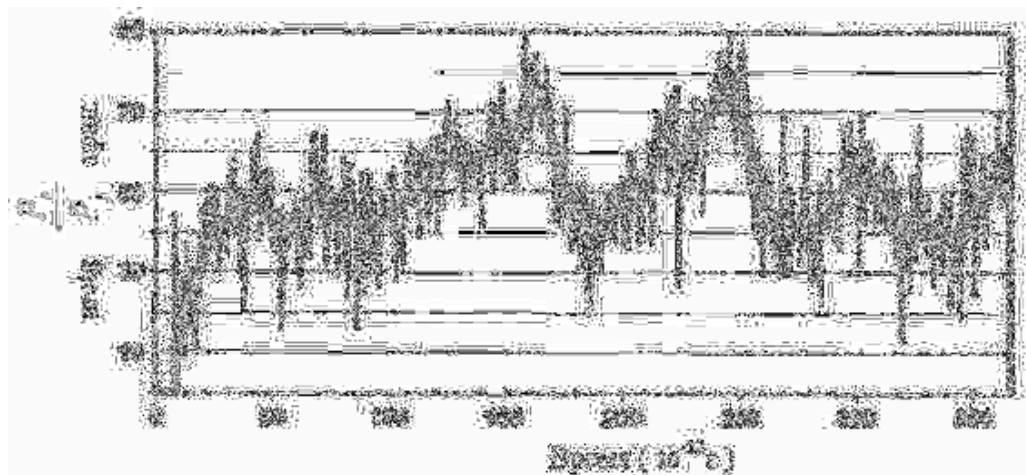


Рисунок 14.20 – Изменение отношения сил резания P_z / P_y за время моделирования [10]

Моделированием выявлено изменение составляющих силы резания в продолжительности нескольких временных шагов (несколько фемтосекунд) (рис. 14.20), связь сил резания с толщиной срезаемого слоя, кристаллографической ориентацией кристалла кремния. В условиях нанорезания выбор кристаллической ориентации (табл. 14.15) становится определяющим особенно в сочетании с таким высокоанизотропным материалом, как алмаз.

Из табл. 14.15 следует, что наибольшее соотношение составляющих силы резания $\frac{P_z}{P_y}$

характерно для обработки плоскости $\{111\}$ кристалла кремния в сочетании с додекаэдрической $\langle -110 \rangle$ ориентацией алмазного инструмента. Именно для этих сочетаний кристаллографической ориентации установлена наименьшая энергоёмкость этого процесса алмазного нанорезания.

Взаимодействие нанообъектов системы нанорезания формируют поле напряжений, которые в значительной степени зависят от процесса хрупкого или пластического стружкообразования (рис. 14. 21).

Таблица 14.15. Сочетания кристаллографической ориентации обрабатываемого и инструментального материалов [61]

№ п/п	Ориентация обрабатываемого кристалла кремния	Направление резания	Ориентация алмазного кристалла	Соотношение составляющих силы резания
1	$\{111\}$	$\langle -110 \rangle$	кубическая	минимальное
2	$\{010\}$	$\langle 100 \rangle$	кубическая	скачкообразное
3	$\{111\}$	$\langle -110 \rangle$	додекаэдрическая	максимальное

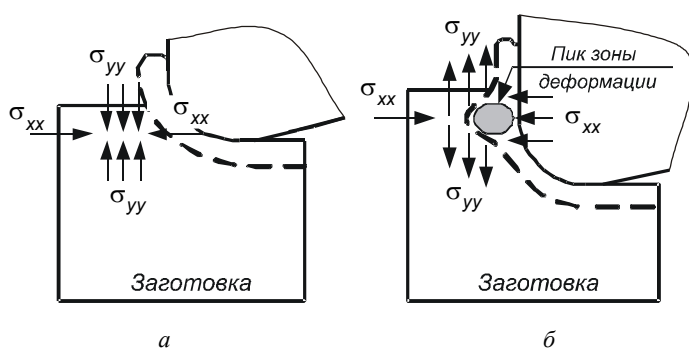


Рисунок 14.21 – Схема действия напряжений для разных режимов стружкообразования:
а – пластический режим, б – хрупкий режим [59]

Характер изменения тангенциальных σ_{xx} и нормальных σ_{yy} напряжений отличается в зависимости от схемы стружкообразования в соответствии с временными (фемтосекунды) шагами (рис. 14.22).

Как показано в 14.8.4, при постоянном значении радиуса округления кромки $\rho = 4$ нм увеличение толщины срезаемого слоя – $a = 3,2$ нм, $a = 4,0$ нм, $a = 4,5$ нм – не влияет на характер напряжений σ_{xx} , которые всегда оставались сжимающими. Однако, в направлении перпендикулярном направлению трещинообразования с ростом толщины срезаемого слоя напряжения σ_{yy} уменьшались, переходя в растягивающие, что интенсифицирует трещинообразование.

В условиях реализации механизма пластического нанорезания кремния зарегистрированы чрезвычайно высокие сжимающие гидростатические напряжения в зоне стружкообразования, что в сочетании с температурой порождает фазовый переход от кристаллического к аморфному состоянию и способствует повышению пластичности материала. Очевидно, что в случае нанорезания кремния напряжения сдвига должны быть больше напряжений пластического течения материала путем распространения дислокаций. Приведенная на рис. 14.23 картина позволяет определить места концентрации напряжений, степень влияния наноструктуры на это распределение и на процесс снятия материала. Можно прогнозировать места возникновения дислокаций, т.к. области с высокими напряжениями сдвига являются потенциальными источниками их зарождения и движения.

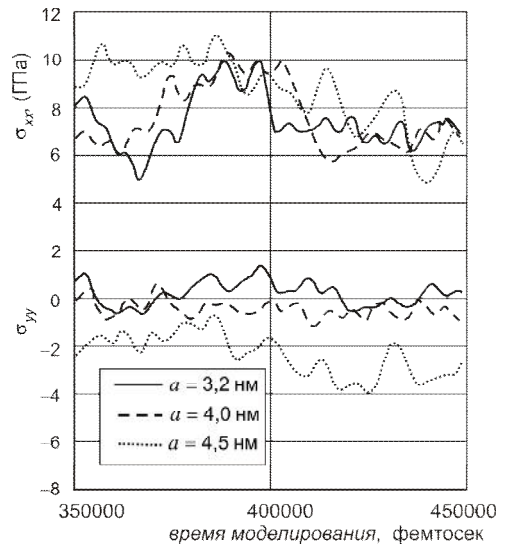


Рисунок 14.22 – Изменение нормальных и касательных напряжений в зависимости от изменения толщины срезаемого слоя при радиусе округления лезвия $\rho = 4$ нм [59]

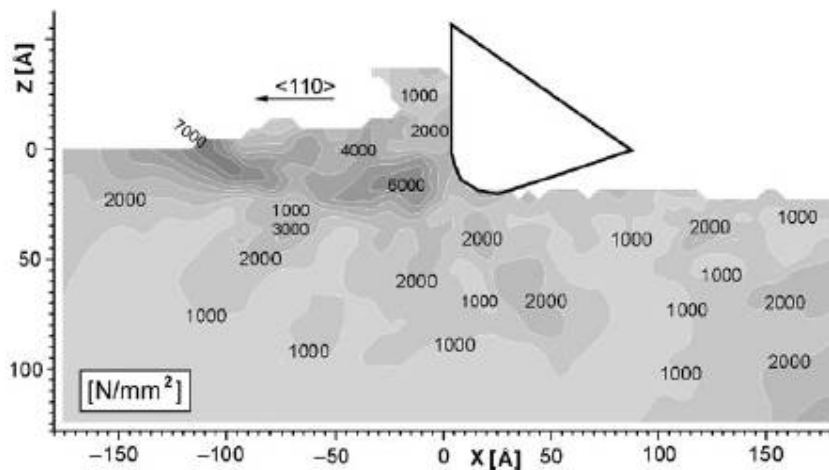


Рисунок 14.23 – Распределение напряжений сдвига в 3D модели MD ортогонального нанорезания [10]

Моделирование методом MD указывает на приблизительно концентрическое распределение температуры в области вершины режущего клина и далее в области сдвига

(рис. 14.24). При этом инструмент действует как термический изолятор, поддерживающий баланс тепла в стружке.

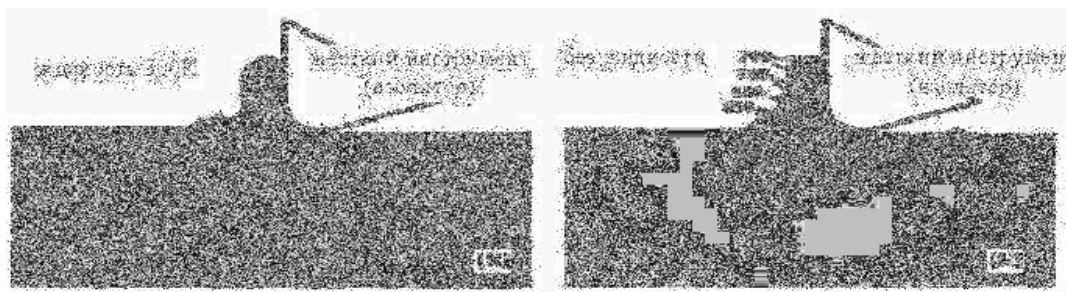


Рисунок 14.24 – Распределение температур при MD моделировании ортогонального нанорезания [10]

Самая высокая температура при молекулярно-динамическом моделировании наблюдается на режущей кромке. Именно на режущей кромке происходят деформационные сдвиги материала заготовки, которые переводят потенциальную энергию в кинетическую. Большую роль в тепловых процессах играет износ алмазного инструмента.

При MD моделировании, определяя температуры нанорезания, исходят из допущения, что энергия резания полностью переходит в теплоту, что и предопределяет рост температуры и кинетической энергии. Кинетическую энергию системы можно подсчитать по формуле:

$$E_k = \frac{3}{2} NK_B T = \frac{\sum m_i (V_i^2)}{2},$$

где E_k – среднее значение кинетической энергии в состоянии равновесия; K_B – постоянная Больцмана; T – температура; m_i – масса i -го атома; V_i – скорость i -го атома; N – количество атомов.

После этого температуру можно подсчитать по формуле:

$$T = 2E_k / 3NK_B.$$

Моделирование выявило максимум температуры нанорезания в первичной зоне сдвигов в области режущей кромки (рис. 14.25). Особенность снятия микростружек характерна тем, что температуры на задней поверхности оказываются больше, чем на передней. Это означает, что между задней и передней поверхностями инструмента существует температурный градиент. Более высокий уровень температуры на задней поверхности является причиной более интенсивного износа по задней поверхности инструмента.

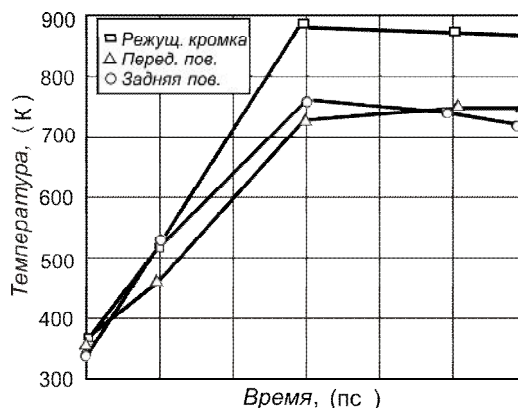


Рисунок 14.25 – Распределения температуры резания в режущем инструменте при нанорезании:
 $V = 20$ м/с; $a = 1,5$ нм; $\rho = 1,57$ нм [42]

14.9. Особенности резания наноструктурированных материалов

К настоящему времени обрабатываемость наноструктурированных и субмикроструктурированных материалов изучена еще относительно мало. В частности, в работах [64, 65] рассматривается система нанорезания, в которой нанообъекты не являются преобладающими, т.е. рассматривается наносистема резания третьего уровня. Условия резания: однозубая торцевая фреза из твердого сплава ВК8; передний угол $\gamma = 0$; задний угол $\alpha = 20^\circ$; углы в плане $\varphi = 60^\circ$; $\varphi_1 = 30^\circ$; угол наклона главной режущей кромки $\lambda = 15^\circ$; фаска вдоль главной режущей кромки $f = 0,5$ мм; глубина резания $t = 0,5$ мм; скорость резания $V = 30 \dots 160$ м/мин; подача $S_z = 0,09 - 0,14$ мм/зуб. В качестве обрабатываемых материалов рассмотрены обычные и наноструктурированные титан (табл. 14.16) и медь.

Таблица 14.16 – Механические свойства чистого титана в нанокристаллическом и крупнокристаллическом состояниях [14, 65]

Физико-механические свойства	Наноструктурный Ti	Крупнокристаллический Ti
Плотность, г/см ³	4,492	4,54
Предел прочности, МПа	960	460
Предел упругости, МПа	434	238
Предел текучести, МПа	725	380
Относительное удлинение, %	10	26
Относительное сужение, %	45	60
Микротвердость, МПа	2821	1800

Исследователи отмечают улучшение обрабатываемости наноструктурированного титана при скорости резания менее 100 м/мин за счет снижения адгезионной составляющей коэффициента трения (см. формулу (3.35)) из-за уменьшения склонности к адгезионному взаимодействию наноструктурированного обрабатываемого и инструментального материалов системы. По этой же причине при этой скорости уменьшается коэффициент продольной усадки стружки. С дальнейшим повышением скорости резания (больше 100 м/мин) различие между резанием крупнокристаллических и наноструктурированных материалов нивелируется.

Установлено, что с ростом скоростей резания в диапазоне $V = 1070$ м/мин усадка стружки снижается из-за уменьшения трения и роста температуры, но для субмикроструктурированного титана она остается существенно ниже, чем для титана крупнокристаллического. Это объясняется тем, что субмикроструктурированный титан характеризуется меньшей пластичностью.

Авторами выявлено доминирующее влияние уровня температуры и продолжительности действия теплового источника на изменение исходных свойств нанокристаллического материала, проявляющееся в увеличении исходных зерен и межзеренных границ. Следовательно, процесс резания наноструктурированного материала необходимо строить так, чтобы сохранялись исходные свойства последнего.

Коэффициент усадки в случае обработки меди субмикроструктурированной структуры в указанном выше скоростном диапазоне ниже, чем для крупнокристаллической с той лишь особенностью, что вначале это различие весьма большое, но при $V \approx 90$ м/мин оно стабилизируется, оставаясь не столь существенным.

Составляющие силы резания P_z и P_y в диапазоне $V = 10 \dots 50$ м/мин, $S = 0,05 \dots 0,25$ мм/об и $t = 0,1 \dots 0,5$ мм для субмикрорекристаллического титана выше, чем для крупнокристаллического (табл. 14.17).

Таблица 14.17 – Зависимости для определения составляющих силы резания [64]

Составляющие силы	Титан крупнокристаллический	Титан субмикрорекристаллический
P_z , Н	$350t^1 S^{0,56} V^{0,2}$	$360t^{0,7} S^{0,58} V^{0,2}$
P_y , Н	$190t^{0,5} S^{0,3} V^{0,1}$	$155t^{0,4} S^{0,4} V^{0,2}$
P_x , Н	$190t^{1,6} S^{0,3} V^{0,4}$	$166t^{1,2} S^{0,5} V^{0,4}$

Резание наноструктурированной меди со скоростью $V = 30$ м/мин, подачей $S = 0,14$ мм/об и глубиной резания $t = 0,5$ мм без применения СОТС сопровождается ростом температуры до 500 К, развитием процессов возврата и рекристаллизации, в результате чего зерна «дорастают» до 500 ± 50 нм при исходном значении 250 ± 50 нм. Дальнейшее повышение скорости резания до $V = 160$ м/мин, подачи до $S = 0,24$ мм/об приводит к росту температуры до 580 К. Происходит второй этап рекристаллизации – так называемой собирательной, в процессе которой зерна достигают размеров до 1 мкм за счет поглощения мелких зерен.

Повышение шероховатости обработанной поверхности связывают (кроме общеизвестных факторов) с возможным ростом зерен в субмикрорекристаллическом Ti при увеличении температуры резания. От размеров зерен зависит и микротвердость. По экспериментальным данным при исходной микротвердости 1800 МПа крупнокристаллического титана после перехода в субмикрорекристаллическое состояние (после интенсивной пластической деформации) ее уровень повышается до 2900 МПа. Эта микротвердость в ходе обработки зависит от условий резания (температуры, времени нагрева, скорости резания) (табл. 14.18).

Таблица 14.18 – Влияние условий резания на микротвердость титана и меди [64, 65]

Условия обработки	Микротвердость титана, МПа		Микротвердость меди, МПа	
	КК	СМК	КК	СМК
Свойства заготовки	1800	2900	600	1200
$V = 30$ м/мин $S = 0,09$ мм/об	1800	2800	600	850
$V = 160$ м/мин $S = 0,09$ мм/об	1800	2600	600	600
$V = 160$ м/мин $S = 0,24$ мм/об	1800	2400	600	700

14.10. Сравнение процессов традиционного и микро- нанорезания

Прецизионное машиностроение неформально определяется как производство объектов с отношением размера к допуску больше, чем 10000:1. Микрообработка преследует создание мини- и микросистем размерами менее 1 см с использованием компонентов от 1 до 100 мкм.

Обработка с точностью 0,01 мкм (10 нм)–0,001 мкм (1 нм) определена Танигучи [62] как ультрапрецизионная. Традиционная обработка (точение, фрезерование) может достигать точности в диапазоне 10–100 мкм, а нанообработка – выше диапазона точности ультрапрецизионной обработки до атомарной.

Более обобщающие выводы можно сделать по данным табл. 14.19 или [66, 67].

Таблица 14.19 – Сравнение нанометрической и традиционной механической обработки [65]

Характеристики		Вид обработки	
		Нанометрическая механическая обработка	Традиционная механическая обработка
Основополагающие принципы процесса резания		Дискретная молекулярная механика / микромеханика	Механика разрушения сплошных сред
Структура обрабатываемого материала		Гетерогенный (наличие микроструктуры)	Гомогенная
Физика процесса резания		Модель атомарного кластера или наночастицы	Модель плоскости сдвига
Сила и энергия резания	Учет (анализ) энергии	Межатомный потенциальный функционал	Мощность резания
	Удельная энергия	Высокая	Низкая
	Сила резания	Межатомные силы	Пластическая деформация / трение
Стружкообразование	Инициирование формирования стружки	Внутренняя деформация кристалла (точный дефект или дислокация)	Межкристаллическая деформация (пустоты между зернами)
	Деформация и напряжение	Прерывистая	Непрерывная
Режущий инструмент	Радиус округления режущей кромки	Нанометрический	Можно пренебречь
	Износ инструмента	Задняя поверхность и режущая кромка	Передняя или задняя поверхность
Достижимая точность	Фрезерование. Точение	Атомарная	10–100 мкм
Достижимая шероховатость	R_a	Атомарная	До 5 нм

Они содержат примеры принципиального различия основополагающих явлений и закономерностей нано- и традиционного резания:

- дискретная атомно-молекулярная механика и механика сплошной среды;
- нанообъекты и макрообъекты систем резания;
- взаимодействие энергетических полей и твердотельное контактирование;
- пластико-зернограничное некристаллографическое скольжения и хрупко-пластичный переход;
- сверхпластичность и высокая твердость

Приведенные данные для сравнения указывают на огромный потенциал процессов нанорезания, который пока еще очень мало изучен.

В общем случае нанобработку можно классифицировать по четырем группам.

1. Детерминированная механическая нанобработка. Она реализуется с применением неподвижно закрепленных и сознательно управляемых инструментов, которые обеспечивают точную форму трехмерных изделий. Съем материала минимизирован до десятков нанометров. Сюда относятся алмазное точение, микрофрезерование, нано-микрошлифование и др.

2. Нанобработка свободным абразивом. При реализации этих способов используются свободные абразивные микро- и нанозерна. Единичные, не связанные зерна снимают малые объемы обрабатываемого материала. Сюда относятся полирование, доводка, хонингование, суперфиниширование и др.

3. Немеханическая нанобработка. К этой группе относятся способы электроионные, микроэлектроразрядные, лазерные и др.

4. Литографические способы. Реализуются с использованием масок для точного изготовления формы изделия.

Из этих способов обработки наибольшие преимущества имеет механическая обработка, которая гарантированно обеспечивает точность изготовления трехмерных объектов до нанометрических характеристик точности и качества поверхности.

Исследования в этой области будут понуждать и активизировать развитие целого спектра наук в силу междисциплинарной природы нанотехнологий.

Вопросы для самопроверки

1. Приведите основные понятия и определения, относящиеся к нанометрическому диапазону процессов резания.
2. Охарактеризуйте системы нанорезания.
3. Какие способы получения наноматериалов Вам известны?
4. Охарактеризуйте нанотехнологии в инструментальном производстве.
5. Какие факторы определяют особые свойства наноматериалов?
6. Сравните физико-механические и другие свойства наноматериалов с макрообъектами.
7. Сопоставьте свойства традиционных и наноструктурированных покрытий.
8. Назовите факторы, влияющие на трансформацию механизмов разрушения в зоне нанорезания.
9. Охарактеризуйте метод молекулярной динамики.
10. Каковы особенности резания наноструктурированных материалов?
11. Сравните процессы макро- и нанорезания.
12. В чем Вы видите потенциал применения процессов нанорезания?

Список литературы к разделу 14

1. Балабанов В.И. Нанотехнологии. Наука будущего / Балабанов В.И. – Изд. ЭКСМО, 2009. – 131 с.
2. Handbook of Nanotechnology / edited by Bharat Bhushan. – Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag, 2010. – 1919 p.

3. Введение в организацию производства [текст] : учеб. пособие / [Весткемпер Э., Декер М., Эндоуби Л. и др.] ; пер. с нем. ; под общ. ред. А.И. Грабченко. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2008. – 376 с.
4. Головин Ю.И. Введение в нанотехнику / Ю.И. Головин. – М. : Машиностроение, 2007. – 496 с.
5. Интегрированные генеративные технологии : учеб. пособие для студ. выс. учеб. заведений / [Грабченко А.И., Внуков Ю.Н., Доброскок В.Л. и др.] ; под ред. А.И. Грабченко. – Харьков : НТУ «ХПИ», 2011. – 396 с.
6. Кобаяси Н. Введение в нанотехнологию / Кобаяси Н. ; перев. с японского. – [2-е изд.]. – М. : БИНОМ. Лаборатория знаний, 2008. – 134 с.
7. Назаров Ю.Ф. Основы нанотехнологий в технике : учебн. пособие / Назаров Ю.Ф., Ибрагимов И.М., Ковшов А.Н. – М. : Из-во МГОУ, 2006. – 240 с.
8. Пул Ч. Нанотехнологии / Ч. Пул, Ф.Оуэнс ; пер. с англ. – М. : Техносфера, 2005. – 336 с.
9. Клушин М.И. Оптимизация условий резания на технологической операции / М.И. Клушин // Оптимизация технологических процессов механосборочного производства : сб. докладов Всесоюзной науч.-техн. конф. – М. : Станкин, 1978. – С. 17–23.
10. Nano and Micromachining / edited by Davim J. Paulo, Jackson J. Mark. – Hoboken, London : ISTE, Wiley. – 2009. – 312 p.
11. Наноматериалы. Классификация, особенности свойств, применение и технологии получения : учебн. пособие / [Белоян Б.М., Колмаков А.Г., Алымов М.И. и др.]. – М. : АгроПрессДизайн, 2007. – 102 с.
12. Шевченко В.Я. О терминологии: наночастицы, наносистемы, нанокompозиты, нанотехнологии / Шевченко В.Я. // Микросистемная техника. – 2004. – № 9. – С. 2–4.
13. Андриевский Р.А. Наноструктурные материалы / Р.А. Андриевский, А.В. Вагуля. – М. : Академия, 2005. – 117 с.
14. Валиев Р.З. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, И.В. Александров. – М. : Логос, 2000. – 272 с.
15. Гусев А.И. Наноматериалы, наноструктуры, нанотехнологии / А.И. Гусев. – М. : Физматлит, 2005. – 416 с.
16. Азаренков Н.А. Наноматериалы, нанопокpытия, нанотехнологии / Азаренков Н.А., Береснев В.М. Погребняк А.Д. – Харьков : ХНУ им. В.Н. Каразина, 2009. – 210 с.
17. Нанотехнологии. Азбука для всех / под ред. Третьякова Ю.Д. – М. : Физматлит, 2008. – 368 с.
18. Лякишев Н.П. Нанокристаллические структуры – новое направление развития конструкционных материалов / Лякишев Н.П. // Вестник РАН. – 2003. – Т. 3. – № 5. – С. 422–428.
19. Nano and Micromaterials / Kauro Ohno, Masatchi Tanaka, Jim Takeda, Yoshiyuki Kawazol. – Berlin, Heidelberg : Springer, 2008. – 329 p.
20. Gleiter H. Nanostructured materials: basic concept and microstructure / H. Gleiter // Acta Mater. – 2000. – Vol. 48. – P. 1–29.
21. Робочі процеси високих технологій у машинобудуванні / Підручник для студентів вищих навчальних закладів / [Грабченко А.І., Вереzub М.В., Внуков Ю.М. та ін.]. ; за ред. А.І. Грабченка. – Житомир : ЖДТУ, 2011. – 507 с.

22. Нанослоистые композиционные материалы и покрытия / [Шпак А.П., Майборода В.П., Кульницкий Ю.А. и др.]. – К. : Академическая периодика, 2004. – 164 с.
23. Шейнман Е. Сверхтвердые покрытия из нанокompозитов. Обзор зарубежной литературы / Е. Шейнман // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 2008. – №12 (642). – С. 41–46.
24. Локтев Д. Основные виды износостойких покрытий / Локтев Д., Ямашкин Е. – М. : Наноиндустрия, 2007. – Вып. 5. – С. 24–30.
25. Якубов Ф.Я. Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Якубов Ф.Я., Ким В.А. – Симферополь : Крымское учебно-педагогическое государственное издательство, 2005. – 300 с.
26. Старков В.К. Физика и оптимизация резания материалов / Старков В.К. – М. : Машиностроение, 2009. – 640 с.
27. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов : учебник / В.Ф. Бобров. – М. : Машиностроение, 1975. – 344 с.
28. Гольдшмидт М.Г. Деформации и напряжения при резании металлов / М.Г. Гольдшмидт. – Томск : STT, 2001. – 180 с.
29. Резание материалов. Режущий инструмент : учебник. – Т. 1. / [Гречишников В.А. и др.]. – Изд. Камской государственной инженерно-экономической академии, 2006. – 258 с.
30. Физические основы процесса резания металлов / [В.А. Остафьев, И.П. Стабин, В.А. Румбешта и др.] ; под общ. ред. В.А. Остафьева. – К. : Вища школа, 1976. – 136 с.
31. Верещака А.С. Резание материалов : учебник / А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М. : Высш. шк., 2009. – 535 с.
32. Латышев В.Н. Трибология резания металлов / Латышев В.Н. – Иваново : Ивановский гос. ун-т, 2000–2001. – Ч. I–VII.
33. Ultraprecision metal cutting – the past, the present and the future / [Ikawa N., Donaldson R., Komanduri R. et al.] // *Ann. CIRP*. – 1991. – Vol. 40(2). – P. 587–594.
34. Ярославцев В.М. Нанопроцессы при обработке резанием / Ярославцев В.М. // *Нанотехнологии : наука и производство*. – М., 2009. – Вып. 4(5). – С. 10–15.
35. Toh S.B. Fine scale abrasive wear of ceramics by a plastic cutting process in science of Hard Materials / S.B. Toh, R. Mapherson. – Bristol and Boston, 1986. – P. 865–871.
36. Blake P.N. Ductile regime machining of germanium and silicon / P.N. Blake, R.O. Scattergood // *Journal of American Ceramic Society*. – 1990. – Vol. 73. – P. 949–957.
37. Energy scaling transitions in machining of silicon by diamond / [Putlick K.E., Whitmore L.C., Zhadan P. et al.] // *Tribology International*. – 1995. – Vol. 28. – P. 349–355.
38. On the ductile machining of silicon for micro electro-mechanical systems (MEMS), opto-electronic and optical application / [Yan J., Yoshino M., Kuriyagawa T., Shirakashi T. et al.] // *Mater. Sci. Eng. A*. – 2001. – Vol. 297. – P. 230–234.
39. Zhang L.C. Atomic scale deformation in silicon monocrystals induced by two-body and three-body contact sliding / L.C. Zhang, H. Tanaka // *Tribology International*. – 1998. – Vol. 31. – P. 425–433.
40. Cheong W.C.D. Molecular dynamics simulation of phase transformation in silicon monocrystals due to nanoindentation / W.C.D. Cheong, L.C. Zhang // *Nanotechnology*. – 2000. – Vol. 11. – P. 173–180.

41. A study of the cutting modes in the grooving of tungsten carbide / Liu K., Li X.P., Rahman M., Liu X.D. // *International Journal of Advance Manufacturing Technology*. – 2004. – Vol. 24. – P. 321–326.
42. Ikawa N. Cutting Tool for Ultraprecision Machining / Ikawa N., Simada Sh. // *Proc. Of the 3 rd. Int. : Conf. on Production Engineering*, Kyoto, July 14–16 th. – 1977. – P. 357–364.
43. Yan J. Applications of Nano and Micromachining in Industry / J. Yan // *Nano and Micromachining*. – London : ISTE, Wiley, 2009. – P. 175–207.
44. Yan J. Recent advances in ultraprecision cutting technology / Yan J. // *Proc. Of The 2005JSPE Spring Meeting*. – 2005. – P. 761–762.
45. Rappoport D.C. Art of Molecular Dynamics Simulation / D.C. Rappoport. – Cambridge, UK : Cambridge Univ. Press, 1995.
46. Rentsch R. Investigation of Surface Integrity by Molecular Dynamics Simulation / R. Rentsch, I. Inasaki // *Annals of the CIRP*. – Berne, CH : Hallwag Publ., 1995. – Vol. 44/1. – P. 295–298.
47. Shimada Sh. Structure of Micromachined Surface Simulated by Molecular Dynamics Analysis / Sh. Shimada, N. Ikawa, H. Tanaka // *Annals of the CIRP*. – 1994. – Vol. 43/1. – P. 51–54.
48. Cai M.B. Study of the mechanism of groove wear of the diamond tool nanoscale ductile mode cutting of monocrystalline silicon / M.B. Cai, X.P. Li, M. Rahman // *International Journal of Manufacturing Science and Engineering. Transactions of the ASME*. – 2007. – Vol. 129. – P. 281–286.
49. Rentsch R. Tribology Aspects in State-of-the-art MD Cutting Simulations / R. Rentsch, E. Brinksmeier // *8th CIRP Int. Workshop on Modeling Operations*. – Chemnitz, D. – 2005. – P. 401–408.
50. Komanduri R. Molecular dynamics simulation of the nanometric cutting of silicon / R. Komanduri, N. Chandrasekaraw, L.M. Raff // *Philosophical Magazine B*. – 2001. – Vol. 81. – P. 1989–2019.
51. Glosli J.N. Molecular Dynamics Modeling of Ultra Thin Amorphous Carbon Films // Glosli J.N., Belak J. // *Electrochemical Society Proceedings : 4 th Int. Symposium on Diamond Materials*. – 1995. – Vol. 95(4). – P. 25–37.
52. Maekawa K. Friction and tool wear in nano-scale machining – a molecular dynamics approach / K. Maekawa, A. Itoh. // *Wear*, 1995. – Vol. 188. – P. 115–122.
53. Rentsch R. Investigation of Surface Integrity by Molecular Dynamics Simulation / R. Rentsch, I. Inasaki // *Annals of the CIRP*, Hallwag Publ. – Berne : CH, 1995. – Vol. 44/1. – P. 295–298.
54. An atomistic analysis of nanometric Chip Removal as Affected by Tool-work Interaction in Diamond Turning / Ikawa N., Shimada Sh., Tanaka H., Ohmori G. // *Annals CIRP*. – 1991. – Vol. 40/1. – P. 551–554.
55. Cai M. Molecular dynamics modeling and simulation of nanoscale ductile cutting of silicon / M. Cai, M. Rahman // *International Journal of Computer Application in Technology*. – 2007. – Vol. 28. – № 1. – P. 2–8.
56. Moriwaki T. Combined stress, material flow and heat analysis of orthogonal micromachining of copper / T. Moriwaki, K. Sugimura, S. Luan // *Annals CIRP*. – 1993. – Vol. 42/1. – P. 75–78.
57. Nanoprecision measurement of diamond tool edge radius for wafer fabrication / Li X.P., Rahman M., Neo K.S., Chan C.C. // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2003. – Vol. 140. – P. 358–362.

58. Inamura T. Mechanics and energy dissipation in nanoscale cutting / T. Inamura, N. Takezawa, Y. Kumaki // *Annals CIRP*. – 1993. – Vol. 42/1. – P.79–82.
59. Crack indication in relation to the tool edge radius and cutting conditions in nanoscale cutting of silicon / Cai M., Li X., Rahman M., Tay A.A.O. // *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. – 2007. – Vol. 47. – P. 562–569.
60. Leung T.P. Diamond Turning of silicon substrates in ductile-regime / T.P. Leung, W.B. Lee, X.M. Lu // *Journal of Materials Processing Technology*. – 1998. – Vol. 73. – P. 42–48.
61. Cai M.B. Study of the temperature and stress in nanoscale ductile mode cutting of silicon using molecular dynamics simulation / M.B. Cai, X.P. Li, M. Rahman // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2007. – Vol. 192–193. – P. 607–612.
62. Taniguchi N. Nanotechnology / N.Taniguchi. – New York : Oxford University Press, 1996.
63. Салищев Г.А. Формирование субмикроструктурной структуры в титане и титановых сплавах и их механические свойства / Г.А. Салищев, Р.М. Галеев // *Металловедение и термическая обработка металлов*. – 2006. – № 2. – С. 19–26.
64. Симонова А.А. Определение рациональных параметров лезвийной обработки субмикроструктурных металлов для сохранения исходных свойств заготовок: дисс... канд. техн. наук / Симонова Анастасия Андреевна ; НТУ «ХПИ». – Харьков, 2010. – 210 с.
65. Вережуб Н.В. Управление качеством поверхностного слоя металла с нано- и субмикроструктурной структурой в процессе обработки / Вережуб Н.В., Каптай Дж., Симонова А.А. // *Сучасні технології в машинобудуванні*. – Харків : НТУ «ХПИ», 2010. – Вип. 5. – С. 244–249.
66. Horvath M. Micromachining of Micro – and Nanostructured Metals / M. Horvath, J. Nyiro // *Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць / ред. рада Федорович В.О. (голова) та ін.* – Харків : НТУ «ХПИ», 2010. – Вип 5. – С. 236–243.
67. An investigation on the mechanics of nanometric cutting and the development of its test bed / Luo X., Cheng K., Guox., Holt R. // *Int J. Prod. Res.* – 2003. – Vol. 41(7). – P. 1449–1465.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Перспективы развития науки о резании материалов

Отличительной чертой современных технологий механической обработки является их высокая эффективность, максимальная гибкость, получение геометрически сложных поверхностей с высокой точностью и качеством в сочетании с возможностями обработки новых, в частности композиционных материалов, обладающих повышенными физико-механическими свойствами.

Следует отметить, что за последнее 30–40 лет интенсивное развитие получили новые методы формообразования: электрические (электроконтактные, электрохимические, электроэрозионные и др.) и физические (лазерные, лучевые и др.); а в последние 10–15 лет – отмечается бурный рост применения генеративных технологий (интегрированные процессы ускоренного формообразования – Rapid Prototyping), – в основе которых лежат способы наращивания объема конкретного изделия, а не разделении заготовки на собственно деталь и стружку. Эти процессы в некоторой степени позволяют обойтись без традиционной механической обработки с ее недостатками (относительно большое количество отходов, необходимость создания систем для утилизации стружки и МОТС, зависимость производительности, себестоимости, мощности обработки, качества обработанной поверхности от свойств обрабатываемого и инструментального материалов и др.).

Вместе с тем, процесс резания, несмотря на свои недостатки, благодаря наличию целого комплекса достоинств (относительно высокая производительность и малая энергоемкость, технологическая маневренность и надежность, универсальность и др.) еще долго (по данным международного общества технологов – CIRP, не менее 50 лет) будет оставаться основным методом формообразования при обработке деталей и изготовлении изделий.

В настоящее время в связи с углублением и расширением исследований в области создания новых конструкционных материалов и рабочих машин значительно возрастают требования и к технологиям механической обработки изделий, и к методам исследований процессов резания.

В последние годы выделились следующие актуальные направления исследований процессов резания:

- **высокоскоростная обработка.** Скорости резания, в 2–3 и более раз превышающие скорости при традиционной обработке (1000 м/мин и более), позволяют резко поднять производительность обработки;

- **обработка без применения СОТС или с их минимальным использованием.** Экономически, технически, технологически и экологически выгоднее производить обработку с таким количеством СОТС, которое бы выполняло свои функции и исчезало в самой зоне резания;

- **применение инструментов с функциональными (износостойкими) покрытиями и модифицированным поверхностным слоем.** Структура покрытий и их свойства должны оптимально соответствовать конкретным особенностям обработки, где каждый слой покрытия на инструменте выполняет свои функции;

- **обработка с высокими динамическими нагрузками.** Все большее распространение получают детали, изготавливаемые из гетерогенных материалов; на многих деталях имеются прерывистые поверхности, обработка которых идет по циклу «резание–отдых». Такие осо-

бенности обуславливают наличие циклических силовых и тепловых нагрузок на режущих лезвиях инструментов, динамическое действие которых усиливается с увеличением скоростей резания и площади срезаемого слоя;

- уход от дискретных (пооперационных) методов обработки, т. е. использования принципа совмещение операций. Совмещение нескольких различных операций, иногда выполняемых одновременно (параллельно) на одном многооперационном станке, работающем в автоматическом режиме;

- многокоординатная обработка сложногопрофильных изделий одним инструментом. Многокоординатная обработка одним инструментом со сложной формой режущей кромки, в частности концевых фрез повышенной работоспособности связана с разработкой новых технологических процессов на основе совершенной кинематики формообразующего движения;

- повышение точности обработки и качества обработанной поверхности. Важность этих вопросов постоянно возрастает в связи с созданием и применением новых конструкционных материалов с особыми свойствами, заменой абразивной обработки на лезвийную обработку СТМ, внедрением нанотехнологий;

- разработка и внедрение технологических процессов механической обработки на основе оборудования, оснащенного компьютерными системами управления, и имитационное моделирование технологических процессов обработки;

- развитие процессов микро и нанообработки, стимулируемое достижениями миниатюризации сложных изделий и производства в целом, разработка и реализация нанотехнологий как междотраслевой области знаний и научно-производственного опыта. На основе анализа атомистических моделей контактного взаимодействия нанообъектов системы нанорезания, методов молекулярной динамики могут быть установлены закономерности процессов локального удаления обрабатываемого материала (на атомно – молекулярном уровне), износа режущих инструментов и конструирования высококачественной физической поверхности.

Установлено, что расход металлорежущего инструмента на станках-автоматах в 2–3 раза выше, чем на обычных универсальных. Необходимо также учитывать, что дальнейшее увеличение удельного веса труднообрабатываемых материалов приведет к увеличению расхода инструментов, которых на обработку таких материалов требуется в 2–10 раз больше, а стоимость простоев автоматического оборудования по причине неоптимальных условий эксплуатации инструмента на два порядка больше, чем универсального.

Поэтому в последние годы увеличился интерес предприятий инструментальной и станкостроительной промышленности к исследованиям рабочих процессов обработки методами имитационного компьютерного моделирования в связи с очевидными преимуществами этого подхода: при приемлемой ошибке прогнозирования показателей процесса современные модели позволяют получить значительно больше информации о процессе резания, поведении станка и состоянии инструмента в значительно более короткие сроки по сравнению с экспериментальными исследованиями. Интерес также представляют 3D модели процессов резания, позволяющие спрогнозировать форму стружки при резании, в том числе и инструментами со сложной формой передней поверхности.

На сегодня уже имеется достаточно большое количество публикаций, посвященных исследованию с помощью имитационного моделирования процессов точения, сверления, фрезерования, шлифования.

Существенным резервом повышения эффективности механической обработки является оптимизация динамического состояния элементов технологической системы в процессе

резания. В этой связи создание модели рабочего процесса в составе структуры технологической системы является основой получения многих эффективных решений.

Таким образом, с помощью имитационных моделей процесса резания без проведения натурных экспериментов при изменении условий обработки в широком диапазоне может быть получена информация о динамическом состоянии элементов технологической системы, качестве обработанной поверхности, напряжениях в режущем инструменте, определены силы резания, температурные поля в инструменте и заготовке и т. п. Вся эта информация может быть использована для оптимизации выходных показателей технологического процесса (например, стойкости инструмента, его долговечности и надежности, себестоимости обработки), геометрических и конструктивных параметров инструмента, конструктивных элементов приспособления и станка и др.

ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ

А

Абразивные инструменты

- концентрация зерен алмазных и кубонитовых кругов 410, 420
- номер структуры 409, 410
- связка 409
- твердость 409

Абразивные материалы

- естественные (природные): кремень, наждак, корунд, гранат, алмаз и др. 405
- искусственные (синтетические)
 - – обычной твердости (электрокорунд, карбид кремния, карбид бора) 405
 - – сверхтвердые (алмаз и поликристаллические нитриды бора) 67, 405

Абразивные материалы и инструменты

- инструменты 408
- материалы 405
- порошки из синтетических алмазов и сверхтвердых нитридов бора 407

Автоколебания при резании 204

- амплитуда 208
- влияние на стойкость инструментов и качество обработанной поверхности 209
- интенсивность 208
- способы гашения 212
- установившиеся 206
- частота 208
- фазовая характеристика 205

Аналитические методы расчета температурных полей

- источников теплоты 228
- решение задачи теплопроводности в режущем лезвии 227

Аналитический способ расчета режима резания

- выбор подачи 343
- машинное (основное) время 345
- силы и мощность 345
- скорость резания 344

Ассортимент СОТС и области применения 398, 463

Б

Боковая поверхность резца 20

В

Введение в зону резания дополнительных колебаний (вибрационное резание) 465, 473

Вершина лезвия 15, 21, 24

Взаимосвязь явлений в процессе стружкообразования 147

Вибрационное резание 453, 465

Виброабразивная обработка 449

Виды критериев оптимизации параметров процесса резания 356

Виды шлифования и элементы режима резания

- круглое 410
- – бесцентровое 414
- – внутреннее 412
- – наружное 411
- плоское 413

Влияние на температуру основных факторов процесса резания

- геометрические параметры инструмента 250
- глубина 249
- подача 249–251
- свойства обрабатываемого материала 250
- скорость 249
- оптимальная температура 251–254

Влияние основных показателей качества на эксплуатационные свойства деталей

- износостойкость 328
- коррозионная стойкость 330
- сопротивление усталости 328
- структура поверхностного слоя 331
- остаточные напряжения 330
- упрочнение (микротвердость) поверхностного слоя 330
- шероховатость 328

Влияние параметров процесса резания на шероховатость обработанной поверхности

- глубина (ширина среза) 322
- жесткость системы 322
- износ инструмента 322
- подача (толщина среза) 321
- скорость резания 321
- наростообразование 321
- Восстановление режущей способности шлифовальных кругов 443
- Вспомогательный угол в плане 21, 44, 165, 296

Г

Геометрические показатели качества 315

- волнистость поверхности 316–317
- отклонения формы 316, 404
- шероховатость поверхности 317, 321, 378, 399, 404, 427, 449, 489
- Главная секущая плоскость 19–20, 64
- Главное движение резания 11, 13, 28, 36
- Главный задний угол 21, 45
- Главный угол в плане 21, 165, 170, 181–182, 296
- Главный угол заострения 21
- Глубина резания 34, 42, 78, 104, 165, 181, 273, 322, 330, 340, 342, 350, 413, 427, 508
- Глубинное шлифование 411, 451

Д

Движение подачи 9–11, 13, 28, 55, 187, 193, 198, 466

Действие СОТС

- защитное 386
- охлаждающее 378
- разрушающее (расклинивающее) 384
- смазочное 374
- моющее 385
- упрочняющее 382
- Деформация простого сдвига 95
- Диагностика состояния инструмента

 - измерения
 - – параметров обработанной поверхности 300
 - – температуры и электрические характеристики зоны резания 300
 - – мощности резания 301

- – силовые 301
- – виброакустические 301
- косвенные (непрямые) методы 300
- прецизионные процессы обработки 309
- пример для лезвийной обработки 306
- пример для процесса шлифования 307
- прямые методы 299
- стратегии контроля 303
- Доводка 315, 404, 416, 448–449, 511
- Дуга контакта шлифующего зерна с заготовкой 425, 427

З

Задняя поверхность 14, 184, 269, 274, 285

Закономерности процесса резания единым зерном 425

Закономерности съема материала при абразивной обработке 429

Зернистость абразивных материалов 406

И

Изменение химического состава материала поверхностного слоя 327

Изнашивание абразивных инструментов 442

Изнашивание режущей части инструмента

- внешнее проявление 269
- диагностика состояния 299
- критерии износа 280
- максимально допустимый износ 284
- период стойкости 293
- по задней поверхности (первый вид износа) 268
- по задней и передней поверхностям (второй вид износа) 268
- стойкость инструмента 288
- физическая природа 273
- Износ инструмента

 - абразивный (абразивно-усталостный) 274
 - адгезионный (адгезионно-усталостный) 275
 - диффузионный 277
 - интегральный (суммарный) 280
 - критерий износа 272, 280

- линейный 271
- массовый 271
- окислительный 276
- оплавлением 278
- относительный 272
- размерный 271

Износостойкость 66, 69, 74, 78, 86, 268, 276, 290, 328–331, 438, 484

Инструментальная система координат (ИСК) 18

Инструментальные геометрические параметры лезвия резца (углы заточки) 20

Инструментальные материалы 66–90

Инструментальные материалы с износостойкими покрытиями 88

Инструментальные стали

- быстрорежущие 69
- легированные 68
- углеродистые 68

История развития науки о резании материалов 6

Источники выделения теплоты и ее баланс 216

К

Карбид бора 405–406

Карбид кремния 266, 405–406

Кинематическая система координат (КСК) 19

Кинематические (рабочие) углы режущей части инструмента 28

Классификация основных способов и видов обработки резанием 9

Колебания при резании (динамика резания)

- автоколебания 204
- вынужденные 203

Количество зерен в единице объема абразивного инструмента 420

Количество зерен на единице длины рабочей поверхности 424

Количество зерен на единице площади рабочей поверхности абразивного инструмента 421

Контактные явления на задней поверхности инструмента 141

Корень стружки 98–99

Косоугольное резание 16, 117, 162

Крепежная часть 14

Критерии износа

- затупление 280
- максимально допустимый 284
- отказ 280
- оптимальный 281
- период стойкости 281
- технологический 283
- – размерная стойкость 284
- – точностной отказ 284

Л

Лазерная интерферометрия 100

Лезвие инструмента 9, 66, 105, 140, 218, 266, 294

Ленточное шлифование 449

Линии скольжения 99–100, 124

М

Магнитно-абразивная обработка 401, 404, 450

Макронапряжения (напряжения 1-го рода), охватывающие области, соизмеримые с размерами детали 325

Максимально допустимый износ

- зенкеры 286
- развертки 286
- резцы 285
- сверла 285
- метчики и плашки 287
- протяжки 287
- фрезы 287

Мгновенные параметры срезаемого слоя при шлифовании 427

Место и значение обработки резанием 3

Метод молекулярной динамики (MD)

- возможности 496
- моделирование нанорезания 494
- – в пластическом режиме стружкообразования 498
- – хрупких материалов 501

Методы моделирования процессов деформации при резании пластичных материалов 122
 Методы определения обрабатываемости 457
 Методы численного моделирования тепловых явлений
 – граничные условия 242
 – граничных элементов (МГЭ) 241
 – конечных элементов (МКЭ) 240
 – начальные условия 242
 – температурное поле 244
 Метчик 23, 58–64, 136, 176, 275, 287, 361, 392, 394
 Микро 474
 Микронапряжения (напряжения 2-го рода), распространяющиеся на отдельные зерна металла или на группы зерен 325
 Микрообработка 475, 509
 Микропорошки 406–407
 Моделирование процессов нанорезания материалов 494
 Монокорунд 405–406

Н

Назначение режимов резания при шлифовании 446
 Нанодиапазон 474, 486–487
 Нанокластеры (атомные кластеры) 474, 478
 Нанокристалл 474, 476, 478, 482, 508
 Наноматериал 474, 476–483,
 Нанонаука 475
 Нанообработка 475
 Нанообъекты системы нанорезания и их размерный диапазон 476
 Нанообъект 474
 Нанорезание 476
 Наносистема 474
 Наноструктура 774
 Нанотехнологии в изготовлении режущих инструментов как нанообъектов системы резания 479
 Нанотехнология 475

Наростообразование при резании материалов 135
 Непрерывное резание 17
 Несвободное резание 16
 Нестационарное резание 17
 Нормальная секущая плоскость 19

О

Обдирочное (силовое) шлифование 404
 Обрабатываемая поверхность 13
 Обрабатываемость материалов резанием 456–473
 Обработанная поверхность 13
 Обработка потоком свободного абразива 450
 Обработка резанием 9
 Общие методические указания для расчета режимов резания
 – глубина резания 342
 – инструмент 341
 – исходные данные 340
 – критерии оптимизации 342
 – оборудование 341
 – период стойкости 342
 – расчет
 – – аналитический 343
 – – для многоинструментной обработки на автоматизированном оборудовании 349
 – – при обработке на станках с ЧПУ 351
 – – прогнозирующие модели 349
 – – табличный 347
 Окись алюминия 406
 Окись железа 406
 Окись хрома 406
 Опорная плоскость 20
 Определение режимов резания 339–357
 Определение степени деформации стружки 109
 Оптимизация процесса резания 356–373
 Оптимизация режима резания по экономическим критериям
 – только по скорости резания 359
 – – связь со стойкостью монотонна (степенная) 359
 – – связь со стойкостью немонотонна 363

- по подаче и скорости резания 365
- – связь со стойкостью монотонна (степенная) 365
- – связь со стойкостью немонотонна 367
- Оптимизация с использованием технологических критериев 369
- Оптимизация с учетом технологических ограничений 371
- Основная плоскость 19
- Основная фракция 406
- Основные понятия, термины и определения теории резания материалов 9–65
- Основные свойства наноматериалов системы нанорезания 479
- Основные факторы, влияющие на обрабатываемость материалов резанием, и способы ее улучшения 460
- введение в зону резания дополнительной энергии 463
- введение специальных добавок на стадии металлургического производства 460
- изменение структуры материалов термической обработкой 462
- применение СОТС 463
- Основные характеристики обрабатываемости и методы их определения 456
- Основы строения абразивных инструментов 416
- Основы физики процесса резания 93–157
- Особенности абразивной обработки 414
- Особенности алмазного шлифования сверхтвердых материалов 438
- Особенности выбора геометрических параметров режущего лезвия токарных резцов (статических) 30
- Особенности износа абразивных зерен 442
- Особенности процесса алмазного шлифования 437
- Особенности процессов косоугольного и несвободного резания 117
- Особенности резания наноструктурированных материалов 508
- Особенности тепловых явлений при шлифовании 436
- Отделочно-абразивные методы обработки

- виброабразивная обработка 449
- доводка 448
- обработка потоком свободного абразива 450
- полирование и ленточное шлифование 449
- суперфиниширование 448
- магнитно-абразивная обработка 450
- хонингование 447
- Относительный сдвиг 96, 110, 112, 117, 149, 166, 231

П

- Параметры слоя, срезаемого одним абразивным зерном 428
- Передний угол 21
- Передняя поверхность 14
- Переходная режущая кромка 33
- Период стойкости шлифовальных кругов 445
- Перспективы развития науки о резании материалов 516
- Пластическая деформация металлов 93
- Плоскость резания 19
- Поверхность резания 13
- Подача
- минутная 12
- на двойной ход 12
- на зуб 12
- на оборот 11
- на ход 12
- поперечная 12
- продольная 12
- Подъем на зуб 52
- Полирование 447
- Понятие качества поверхности, обработанной резанием 315
- Порошки из синтетических алмазов и сверхтвердых нитридов бора 407
- Постановка задачи оптимизации 356
- Правка шлифовальных кругов 444
- Прерывистое резание 17
- Принципы выбора СОТС 398
- Природа образования шероховатости обработанной поверхности 318

Протяжка 52
 Процесс образования сливной стружки при свободном прямоугольном резании 105
 Процессы абразивной обработки 404–455
 Процессы микро- и нанорезания 474–518
 Процессы, происходящие в системе нанорезания материалов
 – алмазное наноточение хрупких материалов 491
 – взаимодействие инструмента с поверхностями заготовки и стружкой 487
 – трансформация механизмов разрушения при стружкообразовании 489
 Прочность 66
 – на изгиб 68
 – режущей части инструмента 261
 Прямоугольное (ортогональное) резание 16

Р

Работоспособность инструментов 260
 Рабочая плоскость 19
 Рабочее движение 13
 Радиус кривизны
 – режущей кромки 21
 – – переходной 21
 Разрушение и изнашивание режущей части инструментов 260–314
 Разрушение лезвия
 – пластическое 265
 – – теплостойкость 266
 – хрупкое 261
 – – выкрашивание 261
 – – скалывание 261
 – – предельная толщина срезаемого слоя (ломающая подача) 262
 – – термические циклические напряжения 264
 – – условия выхода инструмента из зоны резания 264
 – – холостого хода 264
 – – цикл резания 264
 Распределение вершин зерен на рабочей поверхности 421

Распределение размеров абразивных зерен 416
 Расчет сил и мощности резания
 – точение 187
 – сверление 191
 – фрезерование 195
 Режим резания 34
 Режущая керамика 81
 Режущая кромка 15
 Режущее лезвие 14
 Резание с опережающим пластическим деформированием 466
 Резание с предварительным подогревом обрабатываемого металла 463
 Результирующее движение резания 13

С

Сверхскоростное резание 467
 Сверхтвердые материалы инструментального назначения
 – основные свойства и области применения 86, 88
 – особенности получения 83
 Свободное резание 16
 Свойства наноматериалов
 – инструментальных 483
 – нанопокровов 484
 – обрабатываемых 481
 Секущая плоскость по направлению схода стружки 20
 Сечение срезаемого слоя
 – действительное 36
 – номинальное 36
 – обратное 35
 – остаточное 36
 – прямое 35
 Сила и мощность при резании 158
 – закономерности влияния условий резания 179
 – построение эмпирических формул 177
 – приборы для измерения 175
 – теоретические методы расчета 163
 – экспериментальные методы 175
 Силы резания и мощность при шлифовании 435

- Силы резания, температура и напряжения при нанорезании 502
 - Система резания
 - параметры
 - возмущающие 334
 - входные (факторы) 334
 - выходные (вторичные) 335
 - управляющие 334
 - процесс резания 333
 - рабочий процесс 333
 - факторы
 - выбранные (условия обработки) 335
 - заданные (требования обработки) 335
 - случайные 335
 - Система сил при резании 158
 - Скоростное шлифование 451
 - Скорость
 - главного движения резания 10
 - движения подачи 10
 - результирующего движения резания 13
 - Смазочно-охлаждающие технологические среды (СОТС) при обработке резанием 374–403
 - Специальные СОТС
 - газообразные 387
 - металлические расплавы и суспензии порошков 390
 - твердые и пластичные 391
 - Спираль Архимеда 53, 61
 - Способы изучения зоны стружкообразования 98
 - Способы подачи СОТС в зону резания 392
 - Способы получения наноструктурированных материалов 477
 - Сравнение процессов традиционного и микро- нанорезания 509
 - Статика и динамика процесса резания 158–215
 - Статическая система координат (ССК) 19
 - Статические углы режущей части резца 24
 - Стойкость инструмента
 - влияние условий обработки 291
 - вспомогательный угол в плане 296
 - главный угол в плане 296
 - задний угол 294
 - передний угол 293
 - прерывистость процесса резания 298
 - угол наклона главной режущей кромки 297
 - период стойкости 288
 - формула Тейлора 289
 - Стружка 9
 - сливная 102
 - суставчатая 102
 - надлома 102
 - элементная 101
 - Структурно-фазовые изменения в материале изделия 327
 - Субмикронапряжения (напряжения 3-го рода), относящиеся к искажениям атомной решетки кристалла 325
 - Субмикропорошки 408
 - Суперфиниширование 315, 448, 511
 - Сферокорунд 406
 - Схема образования сливной стружки с единственной плоскостью сдвига 109
 - Схема образования элементной стружки 121
 - Схемы резания и параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании
 - цилиндрическими фрезами 45
 - торцевыми фрезами 50
- Т**
- Твердость 66
 - Твердые сплавы
 - безвольфрамовые (титановые) твердые сплавы (БВТС) 76
 - вольфрамо-кобальтовые (ВК) 73
 - краткие рекомендации по выбору 76
 - международная классификация по стандарту ISO 77
 - определение условий эффективного использования 77
 - титано-вольфрамо-кобальтовые (ТК) 74
 - титано-тантало-вольфрамо-кобальтовые сплавы (ТТК) 75
 - Тепловые явления в процессе резания 218–259

Тепловые явления при абразивной обработке и пути их регулирования 436
Теплостойкость 66
Технологические параметры сечения срезаемого слоя 34
Технологичность 66
Типы стружек при резании пластичных и хрупких материалов 101
Требования, предъявляемые к инструментальным материалам 66
Трибология процесса резания материалов 126

У

Угол наклона главной режущей кромки 22, 31
Угол при вершине резца 21
Ударная вязкость 68, 72–74, 78, 390, 461, 463
Ультрадисперсные алмазы (УДА, наноалмазы) 408
Ультразвуковая абразивная обработка 451
Упрочнение поверхностного слоя 211, 323, 330
Условия реализации процесса нанорезания 486

Ф

Факторы, предопределяющие особые свойства наноматериалов 479
Физико-химическая активность 66
Физические параметры сечения срезаемого слоя 34
Формирование остаточных напряжений 324
Формирование физико-механических свойств материала поверхностного слоя
– изменение химического состава 327
– структурно-фазовые изменения 327
– упрочнение 323
– остаточные напряжения 324
Формирование характеристик поверхности и поверхностного слоя детали в процессе резания 315–332
Формокорунд 406

Формообразование рабочей поверхности абразивных инструментов на токопроводящих связках в процессе работы 444
Фреза (фрезерование) 15, 42–52, 196, 201, 342, 348, 392, 508

Х

Хонингование 313, 401, 404, 416, 447, 511

Ч

Черновое шлифование 404
Чистовое шлифование 404

Ш

Шлифпорошки 406–408, 417–419

Э

Экспериментальные методы исследования тепловых процессов
– бесконтактный 224
– калориметрический 219
– плавящихся пленок 219
– термоласок 220
– термопар 220
Электрокорунд
– белый 405
– нормальный 405
– титанистый 406
– хромистый 405
Элементы конструкции, кинематика процесса, геометрические параметры и сечение срезаемого слоя
– протягивание 52
– резьбонарезание 58
– сверление 36
– точение 18–33
– фрезерование 42–50

СОДЕРЖАНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
Место и значение обработки резанием среди других методов формирования	3
История развития науки о резании материалов	6
Список литературы к введению	8
1. ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ, ТЕРМИНЫ И ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕОРИИ РЕЗАНИЯ	
МАТЕРИАЛОВ	9
1.1. Классификация основных способов и видов обработки резанием	9
1.2. Элементы конструкции и геометрические параметры режущей части инструмента	
(на примере токарного резца)	18
1.2.1. Инструментальные геометрические параметры лезвия резца (углы заточки) ...	20
1.2.2. Статические углы режущей части резца	24
1.2.3. Кинематические (рабочие) углы режущей части инструмента	28
1.2.4. Особенности выбора геометрических параметров режущего лезвия	
токарных резцов (статических)	30
1.3. Элементы режима резания и параметры сечения срезаемого слоя при точении	33
1.4. Кинематика процесса, элементы конструкции, геометрические параметры	
инструмента и сечения срезаемого слоя при сверлении	36
1.5. Кинематика процесса, элементы конструкции, геометрические параметры	
инструментов и сечения срезаемого слоя при фрезеровании	42
1.5.1. Схемы резания и параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании	
цилиндрическими фрезами	45
1.5.2. Схемы резания и параметры сечения срезаемого слоя при фрезеровании	
торцевыми фрезами	50
1.6. Элементы конструкции, кинематика процесса, геометрические параметры	
протяжки и сечения срезаемого слоя	52
1.7. Элементы конструкции, кинематика процесса, геометрические параметры	
режущей части метчика и сечения срезаемого слоя при нарезании резьбы	58
Вопросы для самопроверки	64
Список литературы к разделу 1	65
2. ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЕ МАТЕРИАЛЫ	66
2.1. Требования, предъявляемые к инструментальным материалам	66
2.2. Инструментальные стали	68
2.2.1. Углеродистые и легированные инструментальные стали	68
2.2.2. Быстрорежущие стали	69
2.3. Твердые сплавы	72
2.3.1. Вольфрамо-кобальтовые сплавы (ВК)	73
2.3.2. Титано-вольфрамо-кобальтовые сплавы (ТК)	74
2.3.3. Титано-тантало-вольфрамо-кобальтовые сплавы (ТТК)	75
2.3.4. Безвольфрамовые (титановые) твердые сплавы (БВТС)	76
2.3.5. Краткие рекомендации по выбору твердых сплавов	76
2.3.6. Международная классификация современных инструментальных материалов	
по стандарту ISO и определение условий эффективного использования	
твердых сплавов	77

2.4. Режущая керамика	81
2.5. Сверхтвердые материалы инструментального назначения	83
2.5.1. Особенности получения инструментальных материалов на основе алмаза и плотных модификаций нитрида бора	83
2.5.2. Основные свойства и области применения поликристаллов синтетического алмаза (ПКА)	86
2.5.3. Основные свойства и области применения ПСТМ на основе плотных модификаций нитрида бора	88
2.6. Инструментальные материалы с износостойкими покрытиями	88
Вопросы для самопроверки	91
Список литературы к разделу 2	91
3. ОСНОВЫ ФИЗИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ	93
3.1. Некоторые сведения о пластической деформации металлов	93
3.2. Способы изучения зоны стружкообразования	98
3.3. Типы стружек при резании пластичных и хрупких материалов	101
3.4. Процесс образования сливной стружки при свободном прямоугольном резании	105
3.5. Схема образования сливной стружки с единственной плоскостью сдвига. Определение степени деформации стружки	109
3.6. Особенности процессов косоугольного и несвободного резания	117
3.7. Схема образования элементной стружки	121
3.8. Методы моделирования процессов деформации при резании пластичных материалов	122
3.9. Трибология процесса резания материалов	126
3.10. Наростообразование при резании материалов	135
3.11. Контактные явления на задней поверхности инструмента	141
3.12. Взаимосвязь явлений в процессе стружкообразования	148
Вопросы для самопроверки	154
Список литературы к разделу 3	154
4. СТАТИКА И ДИНАМИКА ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ	158
4.1. Сила и мощность при резании	158
4.1.1. Система сил при резании	158
4.1.2. Теоретические методы расчета сил резания	163
4.1.3. Экспериментальные методы и приборы для измерения составляющих силы резания. Построение эмпирических формул для их определения	175
4.1.4. Закономерности влияния условий резания на его силу и мощность	179
4.1.5. Практическое использование силовых зависимостей. Расчет сил и мощности для различных видов обработки	187
4.2. Колебания при резании (динамика резания)	203
4.2.1. Вынужденные колебания	203
4.2.2. Автоколебания при резании	204
4.2.3. Влияние условий резания на интенсивность автоколебаний	208
4.2.4. Влияние колебаний при резании на стойкость инструментов и качество обработанной поверхности	209
4.2.5. Способы гашения автоколебаний	212
Вопросы для самопроверки	213
Список литературы к разделу 4	214

5. ТЕПЛОВЫЕ ЯВЛЕНИЯ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ.....	216
5.1. Источники выделения теплоты и ее баланс при резании материалов.....	216
5.2. Экспериментальные методы исследования тепловых процессов при резании.....	219
5.3. Аналитические методы расчета температурных полей в системе резания.....	227
5.3.1. Аналитический метод решения задачи теплопроводности в режущем лезвии.....	227
5.3.2. Метод источников теплоты.....	228
5.4. Методы численного моделирования тепловых явлений.....	239
5.5. Влияние на температуру основных факторов процесса резания.....	247
5.5.1. Зависимость температуры от условий резания.....	249
5.5.2. Оптимальная температура резания.....	251
Вопросы для самопроверки.....	255
Список литературы к разделу 5.....	255
6. РАЗРУШЕНИЕ И ИЗНАШИВАНИЕ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТОВ.	
СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТОВ.....	260
6.1. Работоспособность инструментов.....	260
6.2. Прочность режущей части инструмента.....	261
6.2.1. Хрупкое разрушение лезвия.....	261
6.2.2. Пластическое разрушение режущего лезвия.....	265
6.3. Изнашивание режущей части инструмента.....	267
6.3.1. Внешнее проявление изнашивания режущей части инструмента.....	269
6.3.2. Физическая природа износа режущего инструмента.....	273
6.3.3. Критерии износа режущих инструментов.....	280
6.3.4. Рекомендации по назначению максимально допустимого износа инструментов.....	284
6.4. Стойкость инструмента и скорость резания, допускаемая его режущими свойствами.....	288
6.4.1. Основные понятия о стойкости инструмента. Методы получения стойкостных зависимостей.....	288
6.4.2. Влияние условий обработки на период стойкости инструмента.....	293
6.5. Диагностика состояния режущего лезвия инструмента.....	299
6.5.1. Стратегии контроля.....	304
6.5.2. Пример системы диагностики лезвийной обработки.....	306
6.5.3. Пример системы диагностики процесса шлифования.....	308
6.5.4. Диагностика прецизионных процессов обработки.....	309
Вопросы для самопроверки.....	311
Список литературы к разделу 6.....	312
7. ФОРМИРОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК ПОВЕРХНОСТИ И ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ДЕТАЛИ В ПРОЦЕССЕ РЕЗАНИЯ.....	315
7.1. Понятие качества поверхности, обработанной резанием. Геометрические показатели качества.....	315
7.2. Природа образования шероховатости обработанной поверхности.....	318
7.2.1. Влияние параметров процесса резания на шероховатость обработанной поверхности.....	321
7.3. Формирование физико-механических свойств материала поверхностного слоя.....	323
7.3.1. Упрочнение поверхностного слоя.....	323

7.3.2. Формирование остаточных напряжений	324
7.3.3. Структурно - фазовые изменения в материале изделия.....	327
7.3.4. Изменение химического состава материала поверхностного слоя.....	327
7.4. Влияние основных показателей качества на эксплуатационные свойства деталей ..	328
7.4.1. Влияние шероховатости	328
7.4.2. Влияние упрочнения (микротвердости) поверхностного слоя	330
7.4.3. Влияние остаточных напряжений	330
7.4.4. Влияние структуры поверхностного слоя	331
Вопросы для самопроверки	331
Список литературы к разделу 7	332
8. ОСНОВНЫЕ ПОНЯТИЯ О СИСТЕМЕ РЕЗАНИЯ И ЕЕ СОСТАВЛЯЮЩИХ.....	333
8.1. Понятие о системе резания	333
8.2. Рабочий процесс как физико-химическое взаимодействие элементов процесса резания	336
Вопросы для самопроверки	337
Список литературы к разделу 8	338
9. ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ	339
9.1. Последовательность определения элементов режимов резания	339
9.2. Общие методические указания для расчета режимов резания при точении, сверлении, фрезеровании.....	340
9.2.1. Исходные данные	340
9.2.2. Выбор оборудования	341
9.2.3. Выбор режущего инструмента	341
9.2.4. Назначение глубины резания	342
9.2.5. Расчет (выбор) периода стойкости инструмента	342
9.2.6. Критерии оптимизации при определении режимов резания и назначении стойкости режущего инструмента	342
9.2.7. Аналитический способ расчета режима резания	343
9.2.8. Табличный способ расчета режимов резания	347
9.2.9. Расчет режимов резания с помощью теоретических прогнозирующих моделей	349
9.3. Расчет режимов резания для многоинструментной обработки на автоматизированном оборудовании.....	349
9.4. Особенности расчета режимов резания при обработке на станках с ЧПУ	351
Вопросы для самопроверки	354
Список литературы к разделу 9	354
10. ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ	356
10.1. Постановка задачи оптимизации	356
10.2. Виды критериев оптимизации параметров процесса резания задачи оптимизации	356
10.3. Примеры использования экономических критериев для оптимизации режима резания	359
10.3.1. Оптимизация режима резания только по скорости резания.....	359
10.3.1.1. Определение скорости резания и периода стойкости, если связь между ними монотонна и может быть описана степенной функцией...	359

10.3.1.2. Определение скорости резания и периода стойкости, если связь между ними немонотонна	363
10.3.2. Оптимизация режима резания по подаче и скорости резания.....	366
10.3.2.1. Определение подачи и скорости резания, если связь между ними и периодом стойкости монотонна и может быть описана степенною функцией.....	366
10.3.2.2. Определение подачи и скорости резания, если связь между скоростью резания и периодом стойкости немонотонна.....	367
10.4. Использование технологических критериев для оптимизации процесса резания ...	370
10.5. Особенности оптимизации процесса резания при наличии технологических ограничений.....	371
Вопросы для самопроверки.....	372
Список литературы к разделу 10.....	372
11. СМАЗОЧНО-ОХЛАЖДАЮЩИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СРЕДЫ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ.....	374
11.1. Смазочное действие СОТС.....	374
11.2. Охлаждающее действие СОТС.....	378
11.3. Упрочняющее действие СОТС.....	382
11.4. Разрушающее (расклинивающее) действие СОТС	384
11.5. Моющее действие СОТС.....	385
11.6. Защитное действие СОТС	386
11.7. Применение газовых сред в качестве СОТС.....	387
11.8. Применение металлических расплавов и суспензий порошков в качестве СОТС ..	390
11.9. Твердые и пластичные смазочные материалы	391
11.10. Способы подачи технологических сред в зону резания.....	392
11.11. Принципы выбора оптимальных технологических сред, их ассортимент и области применения	398
Вопросы для самопроверки.....	402
Список литературы к разделу 11	402
12. ПРОЦЕССЫ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ.....	404
12.1. Абразивные материалы и инструменты	404
12.1.1. Абразивные материалы.....	405
12.1.2. Порошки из синтетических алмазов и сверхтвердых нитридов бора	407
12.1.3. Абразивные инструменты	408
12.2. Виды шлифования. Элементы режима резания при шлифовании.....	410
12.2.1. Наружное круглое шлифование	411
12.2.2. Внутреннее круглое шлифование	412
12.2.3. Плоское шлифование	413
12.2.4. Бесцентровое шлифование.....	414
12.3. Особенности абразивной обработки материалов.....	414
12.4. Основы строения абразивных инструментов	416
12.4.1. Распределение размеров абразивных зерен.....	416
12.4.2. Количество зерен в единице объема абразивного инструмента.....	420
12.4.3. Количество зерен на единице площади рабочей поверхности абразивного инструмента.....	421

12.4.4. Распределение вершин зерен на рабочей поверхности	421
12.4.5. Количество зерен на единице длины рабочей поверхности	424
12.5. Закономерности процесса резания единичным зерном.....	425
12.5.1. Дуга контакта шлифующего зерна с заготовкой	425
12.5.2. Мгновенные параметры срезаемого слоя при шлифовании	427
12.5.3. Параметры слоя, срезаемого одним абразивным зерном	428
12.6. Закономерности съема материала при абразивной обработке.....	429
12.7. Силы резания и мощность при шлифовании.....	435
12.8. Тепловые явления при абразивной обработке и пути их регулирования	436
12.8.1. Особенности тепловых явлений при шлифовании	436
12.8.2. Основные пути регулирования тепловых процессов.....	437
12.9. Особенности процесса алмазного шлифования	437
12.9.1. Алмазное шлифование материалов обычной твердости	437
12.9.2. Особенности алмазного шлифования сверхтвердых материалов.....	438
12.10. Изнашивание абразивных инструментов и методы восстановления их режущих свойств	442
12.10.1. Особенности износа абразивных зерен	442
12.10.2. Особенности восстановления режущей способности шлифовальных кругов	443
12.10.3. Правка шлифовальных кругов	444
12.10.4. Формообразование рабочей поверхности абразивных инструментов на токопроводящих связках в процессе работы	444
12.10.5. Период стойкости шлифовальных кругов.....	445
12.11. Назначение режимов резания при шлифовании.....	446
12.12. Отделочно-абразивные методы обработки.....	447
12.12.1. Хонингование	447
12.12.2. Суперфиниширование	448
12.12.3. Доводка	448
12.12.4. Полирование и ленточное шлифование	449
12.12.5. Виброабразивная обработка	449
12.12.6. Магнитно-абразивная обработка	450
12.12.7. Обработка потоком свободного абразива	450
12.13. Высокопроизводительные и комбинированные процессы абразивной обработки	451
12.13.1. Глубинное и скоростное шлифование.....	451
12.13.2. Абразивная обработка с использованием ультразвуковых колебаний.....	451
Вопросы для самопроверки	452
Список литературы к разделу 12	453
13. ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ.....	456
13.1. Основные характеристики обрабатываемости и методы их определения.....	456
13.2. Методы определения обрабатываемости	457
13.3. Основные факторы, влияющие на обрабатываемость материалов резанием, и способы ее улучшения.....	460
13.3.1. Введение специальных добавок на стадии металлургического производства	460

13.3.2. Изменение структуры материалов термической обработкой.....	462
13.3.3. Применение смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС)	463
13.3.4. Введение в зону резания дополнительной энергии.....	463
13.3.4.1. Резание с предварительным подогревом обрабатываемого металла.....	463
13.3.4.2. Введение в зону резания дополнительных вынужденных колебаний (вибрационное резание).....	465
13.3.4.3. Резание с опережающим пластическим деформированием (ОПД).....	466
13.3.5. Сверхскоростное резание.....	467
Вопросы для самопроверки.....	471
Список литературы к разделу 13.....	472
14. ПРОЦЕССЫ МИКРО- И НАНОРЕЗАНИЯ	474
14.1. Основные понятия и определения.....	474
14.2. Нанообъекты системы нанорезания и их размерный диапазон.....	476
14.3. Способы получения наноструктурированных материалов.....	477
14.4. Нанотехнологии в изготовлении режущих инструментов как нанообъектов системы резания.....	479
14.5. Основные свойства наноматериалов системы нанорезания	479
14.5.1. Факторы, предопределяющие особые свойства наноматериалов	479
14.5.2. Свойства обрабатываемых наноматериалов.....	481
14.5.3. Свойства инструментальных наноматериалов и нанопокровов.....	483
14.6. Условия реализации процесса нанорезания.....	486
14.7. Процессы, происходящие в системе нанорезания материалов.....	487
14.7.1. Особенности механизмов взаимодействия инструмента с поверхностями заготовки и стружкой в нанометрическом диапазоне.....	487
14.7.2. Трансформация механизмов разрушения материалов при стружкообразовании в системах нанорезания	489
14.7.3. Алмазное наноточение хрупких материалов.....	491
14.8. Моделирование процессов нанорезания материалов.....	494
14.8.1. Общая характеристика метода молекулярной динамики в процессах моделирования нанорезания.....	494
14.8.2. Возможности применения метода MD к изучению процессов нанорезания материалов.....	496
14.8.3. Моделирование процессов нанорезания в пластическом режиме стружкообразования	498
14.8.4. Моделирование процесса нанорезания хрупких материалов.....	501
14.8.5. Силы резания, температура и напряжения при нанорезании	502
14.9. Особенности резания наноструктурированных материалов.....	508
14.10. Сравнение процессов традиционного и микро- нанорезания.....	509
Вопросы для самопроверки.....	511
Список литературы к разделу 14.....	511
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	516
Перспективы развития науки о резании материалов.....	516
ПРЕДМЕТНЫЙ УКАЗАТЕЛЬ	519

Навчальне видання

Мазур Микола Петрович, **Внуков** Юрій Миколайович, **Грабченко** Анатолій Іванович,
Доброскок Володимир Ленінмирович, **Залога** Вільям Олександрович,
Новосьолов Юрій Константинович, **Якубов** Февзі Якубович

Основи теорії різання матеріалів

Підручник

для студентів вищих навчальних закладів,
що навчаються за напрямом підготовки «Інженерна механіка» та «Машинобудування»

2-е видання, перероблене та доповнене

За заг. ред. М.П. Мазура, А.І. Грабченко

Російською мовою

Роботу до видання рекомендував О.М. Шелковой

В авторській редакції

Комп'ютерна верстка та макетування В.О. Склепус

План 2012 р., поз. 107

Підп. до друку 11.04.2013 р. Формат 70×100 1/16. Папір офсетний. Riso-друк. Гарнітура Times. Ум. друк. арк. 19,4. Обл.-вид. арк. 24,2. Наклад 300 прим. Зам. № 335. Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ «ХП».

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК 3657 від 24.12.2009 р.

61002, Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП «ФЭД»

Україна, 61023, Харків, вул. Сумська, 132

Тел./факс: (057) 719-67-82